



Titre: Simulation numérique de l'infusion et de l'injection de résine sous
paroi flexible

Auteur: Laurent Joubaud

Date: 2003

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Joubaud, L. (2003). Simulation numérique de l'infusion et de l'injection de résine
sous paroi flexible [Master's thesis, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.
Citation: <https://publications.polymtl.ca/7127/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/7127/>
PolyPublie URL:

**Directeurs de
recherche:**
Advisors:

Programme: Unspecified
Program:

**In compliance with the
Canadian Privacy Legislation
some supporting forms
may have been removed from
this dissertation.**

**While these forms may be included
in the document page count,
their removal does not represent
any loss of content from the dissertation.**

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

SIMULATION NUMÉRIQUE DE L'INFUSION ET DE L'INJECTION DE RÉSINE
SOUS PAROI FLEXIBLE

LAURENT JOUBAUD

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MÉCANIQUE)

JUILLET 2003



National Library
of Canada

Bibliothèque nationale
du Canada

Acquisitions and
Bibliographic Services

Acquisitions et
services bibliographiques

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

ISBN: 0-612-86405-7

Our file Notre référence

ISBN: 0-612-86405-7

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

SIMULATION NUMÉRIQUE DE L'INFUSION ET DE L'INJECTION DE RÉSINE
SOUS PAROI FLEXIBLE

présenté par : JOUBAUD Laurent

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. BOUKHILI Rachid, Ph. D., président

M. TROCHU François, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. HUBERT Pascal, Ph. D., membre

REMERCIEMENTS

Cette étude a été réalisée au Centre de Recherche Appliquée sur les Polymères de l'École Polytechnique de Montréal. L'auteur tient à remercier toutes les personnes qui ont collaboré de près ou de loin à la réalisation de ce mémoire.

Plus particulièrement, ces remerciements s'adressent à Monsieur François Trochu pour m'avoir dirigé avec autant de patience lorsque les travaux avançaient lentement que d'enthousiasme quand les principaux obstacles furent levés.

Je tiens également à remercier mes collègues de travail de l'équipe de recherche du CRASP qui m'ont accompagné et encouragé tout au long de ma maîtrise. Ma collaboration précieuse avec Vincent Achim dans le développement numérique m'a permis de progresser énormément dans la connaissance du langage de programmation C++. Les conseils tant techniques que théoriques d'Eduardo Ruiz furent toujours fort judicieux et la compétence tout autant que la disponibilité de Christian-Charles Martel, technicien du laboratoire, ont rendu possible la réalisation des travaux expérimentaux.

J'aimerais également remercier Monsieur Jérôme Le Corvec pour m'avoir permis d'étudier une pièce industrielle et d'avoir ainsi contribué grandement à faire avancer mes travaux.

Mes remerciements vont également au Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada et au Fonds québécois de recherche sur la nature et les technologies pour leur appui au niveau du financement. La collaboration avec la société Chomarat SA, France, fut également fort appréciée.

Finalement, j'aimerais remercier la ville de Montréal et tous ses habitants pour leur gentillesse qui m'aura valu de passer deux merveilleuses années au Québec.

RÉSUMÉ

L'objectif de ce travail de recherche est d'étudier une famille de procédés de fabrication des matériaux composites sous paroi flexible, tels que l'infusion ou le « RTM Eco », qui dérivent du « Resin Transfer Molding » (RTM). Ces techniques de moulage par transfert de résine se caractérisent principalement par l'utilisation d'un moule à parois déformables. Ce mémoire présente les aspects théoriques, numériques et expérimentaux permettant de proposer et de valider une méthode de simulation numérique de l'infusion de résine dans ce type de procédés. Une revue des travaux réalisés sur ce sujet par le passé est d'abord présentée. Les orientations principales de l'étude sont alors précisées. La nouvelle notion de « perméabilité flexible » est d'abord introduite, puis une procédure de mesure et une méthode de prédiction analytique sont ensuite présentées. Ce paramètre est utilisé, dans un outil conçu pour le RTM, pour simuler la fabrication d'une pièce industrielle (une composante d'un toit d'ambulance). Les résultats numériques sont discutés et comparés à l'injection réelle de la pièce. Le couplage entre la déformation mécanique du moule et la progression de la résine dans le renfort est ensuite analysé, les équations mathématiques gouvernant le phénomène sont présentées. Un algorithme numérique qui tient compte de la compressibilité des renforts et des caractéristiques mécaniques des parois, permet de résoudre ce couplage. Un nouveau module de calcul appelé LCMFLEX a été développé en langage C++ pour simuler les procédés en question. Cet outil numérique est finalement validé par comparaison avec des tests représentatifs réalisés en laboratoire.

ABSTRACT

The objective of this research work is to study manufacturing processes of composite materials such as infusion or “RTM Light” that can be interesting alternatives to classical closed mold RTM injections. These liquid composite molding techniques are mainly characterized by the use of a deformable mold. This report exhibits the theoretical, numerical and experimental aspects, which enable to propose and validate a general numerical method to simulate resin infusion. Firstly a bibliographical review of previous works on the topic is proposed and the main issues to be investigated are stated. Then the new notion of “flexible permeability” is introduced. An analytical method to predict “flexible permeability” and an experimental procedure to measure it are described. Simulations were carried out for an ambulance roof fabricated by resin infusion using this “flexible permeability” in a numerical software designed for RTM. The numerical results are discussed and compared with a real injection. In a third part, the coupling between the mechanical deformation of the mold and the impregnation of the reinforcement by the resin is investigated. The mathematical equations governing these phenomena are presented. A numerical algorithm is also developed, which takes into account the compressibility of the fabric and the mechanical characteristics of the mold. A new module of calculation called LCMFlex has been implemented in the object oriented language C++. This numerical tool is finally validated by comparison with a series of experiments performed in the laboratory.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS.....	iv
RESUME.....	v
ABSTRACT.....	vi
TABLE DES MATIÈRES.....	vii
LISTE DES TABLEAUX.....	x
LISTE DES FIGURES.....	xi
LISTE DES ANNEXES.....	xiv
 INTRODUCTION.....	 1
 CHAPITRE 1: REVUE BIBLIOGRAPHIQUE.....	 4
1.1 Introduction.....	4
1.2 RTM.....	5
1.3 Simulation numérique du RTM et le problème de la perméabilité.....	7
1.4 Alternatives au RTM : le VARTM et le RTM Eco.....	9
1.5 Simulation numérique de l'injection de résine dans un moule à paroi flexible.....	11
1.6 Conclusion.....	15
 CHAPITRE 2: PRESENTATION ET SYNTHESE DES ARTICLES DE REVUE.....	 16
2.1 Présentation du chapitre 3.....	16
2.2 Présentation du chapitre 4.....	17
 CHAPITRE 3: ANALYSIS OF RESIN FLOW UNDER FLEXIBLE COVER IN <i>VACUUM ASSISTED RESIN INFUSION</i> (VARI).....	 18
3.1 Abstract.....	18

3.2	Introduction.....	19
3.3	Analysis of resin infusion using RTM Simulation.....	21
3.3.1	Review of RTM simulation.....	22
3.3.2	Main differences between resin infusion and RTM.....	23
3.4	Permeability measurements.....	23
3.4.1	“Rigid” permeability measurements.....	24
3.4.2	“Flexible” permeability measurements.....	25
3.5	Analytical model of “Flexible” permeability.....	26
3.6	Numerical simulations.....	28
3.6.1	Description of the infusion process.....	28
3.6.2	Numerical simulation of the process.....	28
3.7	Conclusions.....	30
3.8	Acknowledgements.....	31
3.9	References.....	32
3.10	List of Figures.....	34
3.11	List of Tables.....	40

CHAPITRE 4: NUMERICAL SIMULATION OF RESIN INFUSION AND REINFORCEMENT CONSOLIDATION UNDER FLEXIBLE COVER.....		41
4.1	Abstract.....	41
4.2	Introduction.....	42
4.3	Analysis of resin infusion on a fibrous reinforcement under flexible cover.....	44
4.3.1	General considerations about resin flow through porous media.....	44
4.3.2	Application to resin infusion under flexible cover.....	45
4.3.2.1	Mass conservation equation.....	46
4.3.2.2	Mechanical deformation of the cover.....	47
4.3.3	Compaction and permeability models.....	48
4.3.4	Summary.....	50

4.4	Algorithm to simulate resin infusion under a flexible cover.....	50
4.5	Comparison between numerical simulations and experimental results.....	51
4.5.1	Experimental set-up for infusion under a plastic bag.....	52
4.5.2	Comparison between experimental measurements and numerical simulations.....	53
4.6	Conclusions.....	54
4.7	Acknowledgments.....	55
4.8	References.....	56
4.9	List of Figures.....	58
4.10	List of Tables.....	69
4.11	Appendix I: Experimental measurements of permeability and compressibility of the Rovicore 600/D3/600.....	71
4.11.1	Permeability measurements.....	71
4.11.2	Compressibility measurements.....	72
4.12	Appendix II: Permeability and compressibility models for multiple layers reinforcements.....	72
	Chapitre 5: DISCUSSION GÉNÉRALE.....	74
	CONCLUSION.....	76
	REFERENCES.....	79
	ANNEXES.....	84

LISTE DES TABLEAUX

Table 3.1: “Rigid-mold” permeability of the Multimat measured by Luo [12].....	40
Table 3.2 : Comparison of unidirectional injections and values interpolated from Luo [12].....	40
Table 3.3 : “Flexible mold” permeability of the Multimat for various vacuum levels.....	40
Table 3.4: Parameters used in the numerical simulations.....	40
Table 4.1: Summary of physical parameters involved in numerical simulations.....	69
Table 4.2: Experimental measurement of permeability of the Rovicore 600/D3/600.....	69
Table 4.3: Experimental measurement of compressibility of the Rovicore 600/D3/600.....	70

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1:	Représentation schématique du procédé RTM.....	5
Figure 1.2:	Représentation schématique du VARI.....	10
Figure 1.3:	Les renforts à couches multiples.....	12
Figure 3.1:	Schematics of the RTM process.....	34
Figure 3.2:	Schematics of the VARI process.....	34
Figure 3.3:	Schematics of the unidirectional flow method used for permeability measurements.....	35
Figure 3.4:	Experimental curves of permeability in function of the fiber volume fraction.....	35
Figure 3.5:	Picture of the experimental set-up used to measure “flexible” permeability.....	36
Figure 3.6 :	Progression of the flow front in a unidirectional infusion to measure “flexible” permeability.	36
Figure 3.7:	The equilibrium state of the plastic bag.....	37
Figure 3.8:	Comparison between measured and calculated “flexible”	

	permeability values.....	37
Figure 3.9:	Lateral panels of a composite ambulance roof with a line injection channel on the top edge and a vacuum line on the bottom edge.....	38
Figure 3.10:	Mesh of the ambulance roof.....	38
Figure 3.11:	Comparison between the simulation and the infusion process for the ambulance roof.....	39
Figure 4.1:	Schematics of the “Vacuum Assisted Resin infusion” process.....	58
Figure 4.2:	Representation of the resin flow front under a flexible cover.....	58
Figure 4.3:	Permeability curve of the Rovicore 600/D3/600.....	59
Figure 4.4:	Compaction curve of the Rovicore 600/D3/600.....	59
Figure 4.5:	Equilibrium state of the flexible cover.....	60
Figure 4.6:	General algorithm to simulate resin infusion under a flexible cover.....	61
Figure 4.7:	Experimental set-up for resin infusion under a plastic film.....	62

Figure 4.8:	Comparison of the progression of the flow front in experiments 1, 2 and 3.....	63
Figure 4.9:	Comparison of resin progression with time between experiment 2 and numerical simulation.....	63
Figure 4.10:	Comparison of thickness at sensor position in function of resin progression between experiment 2 and numerical simulation.....	64
Figure 4.11:	Comparison of volume introduced in the mold in function of resin progression between experiment 2 and numerical simulation.....	64
Figure 4.12:	Mesh of a converging-diverging part.....	65
Figure 4.13:	Comparison between numerical simulations and the infusion process for a converging diverging part.....	66
Figure 4.14:	Experimental set-up for unidirectional permeability measurements at constant pressure.....	67
Figure 4.15:	Experimental set-up for compressibility measurements under vacuum.....	67
Figure 4.16:	Multiple-layer perform.....	68

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE I : GUIDE DE MESURE DE LA PERMÉABILITÉ FLEXIBLE.....	84
ANNEXE II : MESURES DE PERMÉABILITÉ ET DE COMPRESSIBILITÉ DU ROVICORE 600/D3/600.....	93

INTRODUCTION

Les applications des matériaux composites à matrice polymères sont de plus en plus nombreuses dans plusieurs domaines et en particulier dans le secteur des transports aéronautique, automobile, naval...). Les exigences requises par les industriels développant ce type d'applications ont conduit au développement d'une variété de procédés de mise en œuvre. Parmi ces méthodes industrielles, les techniques de production en moules fermés telles que le moulage par injection sur renfort (RTM), connaissent un fort développement depuis une dizaine d'années pour des raisons technologiques, économiques et environnementales. Le RTM est une technique de mise en forme de pièces composites à matrice thermodurcissable renforcée par un matériau fibreux. Lors de la fabrication d'un matériau composite par ce procédé, une résine de faible viscosité est injectée dans la cavité d'un moule rigide, le plus souvent en acier, contenant une préforme fibreuse sèche. Lorsque le moule est rempli de résine, la pièce est cuite puis finalement démoulée. Afin de ne pas détériorer le renfort et les qualités mécaniques de la pièce finale, la pression d'injection de résine doit rester relativement faible. Cette limitation peut entraîner des difficultés pour fabriquer des pièces de grande taille pour lesquelles la durée d'injection augmente significativement et, parfois, conduire à la formation de zones sèches. Le coût d'un moule en acier et des dispositifs d'injection peut également être un problème pour une fabrication en faible ou moyenne série.

Récemment, des alternatives au RTM utilisant des moules à parois flexibles moins coûteux sont apparues. La résine est injectée après qu'un vide total ou partiel aura été imposé dans la cavité contenant le renfort. Ce type de procédés connus sous le nom de « Vacuum Assisted Resin Infusion » (VARI) ou « RTM Eco » ont, pendant de nombreuses années, été étudié expérimentalement par des industriels pour des applications très précises. Le design des pièces composites, la conception des moules et le choix de la stratégie d'injection ont souvent été réalisés par essais-erreurs. Il peut alors

s'avérer coûteux et long d'ajuster les outils et les paramètres du procédé en vue d'obtenir une bonne qualité du produit final. C'est pourquoi, comme auparavant pendant le développement du RTM, un certain nombre de centres de recherche ont commencé à travailler sur la réalisation d'outils de simulation numérique de ces technologies. Le développement de logiciels rendant compte des divers phénomènes physiques qui se produisent au cours du procédé requiert le développement d'un modèle mathématique décrivant l'écoulement de la résine dans un milieu poreux déformable. En apportant des informations comme la forme du front de résine au cours de l'injection, la distribution du champ de pression dans le moule ou l'évolution de l'épaisseur de la préforme; un logiciel de simulation peut apporter aux concepteurs une aide importante avant la fabrication effective d'une pièce. Il est également beaucoup plus aisé avec un outil de prédiction efficace de tester plusieurs stratégies d'injection afin d'optimiser le temps de fabrication comme la qualité générale de la pièce finale.

La modélisation numérique du procédé VARI constitue le principal objectif de ce mémoire. La plupart des applications pratiques de cette technique sont réalisées dans des conditions isothermes, et les compositions de résine utilisées le plus souvent sont telles que la polymérisation ne commencent qu'à la fin de la phase de mise en forme. C'est pourquoi les problèmes thermiques et chimiques ne feront pas partie de cette recherche. Seuls les phénomènes liés à la compressibilité des renforts, la déformation du moule et l'imprégnation de la préforme par la résine seront étudiés.

Ce mémoire est présentée sous la forme d'un mémoire par article. L'étude bibliographique proposée au chapitre 1 a pour objectif de faire état de l'avancement des travaux réalisés jusque là sur les phénomènes physiques pouvant survenir lors d'une fabrication de pièce par VARI.

L'objectif du chapitre 2 est de proposer une méthode de simulation numérique de l'infusion de résine sous vide utilisant des outils initialement conçus pour le procédé

RTM classique. Cette étude est présentée sous la forme d'un article intitulé « *Analysis of Resin Flow Under Flexible Cover in Vacuum Assisted Resin Infusion (VARI)* ». Dans cet article, la notion de perméabilité flexible est définie et expliquée. Un procédé de mesure expérimentale est présenté avant d'appliquer la méthode à un cas industriel: la fabrication d'un toit d'ambulance en composite par infusion.

Le chapitre 3 présente le développement rigoureux d'un modèle mathématique décrivant les phénomènes physiques rencontrés lors du procédé VARI. En particulier, le couplage entre la progression rhéologique de la résine dans un milieu poreux et les déformations mécaniques du moule et de la préforme est analysé. Un algorithme de simulation numérique du remplissage, tenant compte de l'évolution de l'épaisseur de la préforme au cours de l'infusion et des propriétés mécaniques de la paroi, est alors proposé. Une validation de la méthode par comparaison avec des essais réalisés en laboratoire est présentée. Cette étude est écrite pour le second article intitulé « *Mechanical Analysis and Numerical Simulation of Resin Infusion under Flexible Cover* ».

La méthode des éléments finis est utilisée pour les simulations numériques. Un module de calcul est écrit en langage C++ (programmation orientée objet). Ce module baptisé LCMFlex est utilisable avec PAM-RTM en vue de simuler le procédé VARI.

Enfin, une conclusion résumant les contributions scientifiques de ce mémoire, ainsi que les perspectives orientant de nouvelles directions de recherche sont discutées. Les annexes 1, 2 et 3 présentent des méthodes et résultats expérimentaux importants qui n'ont pas été présentés en détail dans les articles 1 et 2.

CHAPITRE 1

REVUE BIBLIOGRAPHIQUE

1.1 Introduction

Les matériaux composites sont de plus en plus connus et utilisés dans de multiples applications industrielles comme les navettes spatiales, les voitures de formule 1 les avions, etc. Des pièces plus simples telles que des baignoires, les sièges d'autobus sont aussi fabriquées en composite. Un composite peut être défini comme l'association d'un renfort fibreux de grande résistance et d'une matrice qui lie les fibres en une masse compacte. Cette association donne au matériau final des propriétés très intéressantes [21]. Dans ce travail, on va s'intéresser de plus près à la fabrication des matériaux composites à matrice polymère.

Les procédés de fabrication de ces matériaux sont très divers (on pourra consulter l'ouvrage de Mallick [21] à ce sujet), mais ils peuvent être classés en deux grandes familles: les procédés à moule ouvert et à moule fermé. Les procédés à moule ouvert de type moulage contact, enroulement filamentaire, etc., deviennent, avec le temps, de moins en moins adaptés à cause de leur coût, des émanations de styrène inévitables dans le cas de résines polyester et du durcissement de la réglementation à ce sujet. A l'opposé, les procédés à moule fermé permettent de limiter ces émanations de styrène. Le « *Sheet Molding Compound* » (SMC), dans lequel des fibres longues non continues sont mises en forme par étampage avec la matrice polymère, constitue une de ces techniques. Néanmoins, celle-ci reste très onéreuse au niveau de l'infrastructure à cause des presses de grande capacité requises. Elle reste donc réservée aux grandes séries. Le « *Resin Transfer Molding* » (RTM), qui constituera l'objet de cette étude, est plus adapté aux moyennes séries, son prix de revient étant plus faible.

La suite de cette revue bibliographique examinera dans un premier temps le RTM et les points clés dans les simulations numériques du procédé de fabrication, puis s'orientera vers les dérivés du RTM que sont les techniques d'infusion de résine dans un moule à paroi flexible qui font l'objet de la présente recherche.

1.2 RTM

Parmi les procédés de fabrication des matériaux composite, le « *Resin Transfer Molding* » (RTM) entre dans la catégorie des procédés à moule fermé (ce qui permet de limiter les émanations de styrène pendant le processus), tout en restant relativement bon marché pour des fabrications en petite à moyenne série (entre 500 et 1000 unités par an environ). On peut trouver des analyses de ce procédé dans de nombreux ouvrages. Cauchois [5] s'est intéressé à l'aspect technologique du procédé et Parnas [23] a abordé le problème sur le plan théorique. Une représentation schématique du procédé est illustrée à la Figure 1.1.

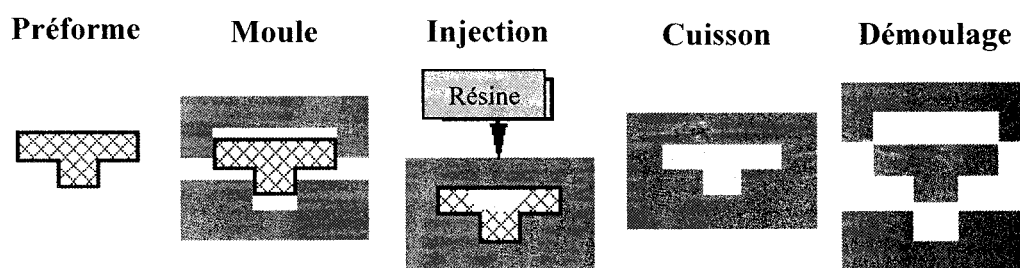


Figure 1.1 : Représentation schématique du procédé RTM

Le renfort fibreux sec est d'abord placé dans un moule rigide, avant que l'injection à basse pression de la résine polymère n'ait lieu. La résine s'écoule alors dans le renfort sous l'effet de la pression d'injection. La résine est ensuite cuite et la pièce terminée est alors démoulée.

Le processus d'injection de la résine est gouverné par un certain nombre de paramètres et correspond au mécanisme d'écoulement d'un fluide (la résine) dans un milieu poreux (le renfort fibreux). Ce problème a depuis longtemps fait l'objet d'études dans le domaine de la mécanique des sols [2]. On peut, la vitesse du fluide étant relativement faible, considérer que l'écoulement de la résine dans les fibres obéit à la loi de Darcy :

$$v_r = -\frac{\overline{\overline{K}}}{\phi\mu} \nabla \Phi \quad (1.1)$$

dans laquelle $\overline{\overline{K}}$ correspond au tenseur de perméabilité, v_r est la vitesse du fluide, μ est la viscosité du fluide et ϕ la porosité du milieu. Φ est le potentiel du fluide :

$$\Phi = P + \rho g z \quad (1.2)$$

où P désigne la pression, g la gravité et z la cote. Lorsqu'il est possible de négliger l'effet de la gravité, l'équation (1.1) se réduit à :

$$v_d = -\frac{\overline{\overline{K}}}{\mu} \nabla P \quad (1.3)$$

On a ici utilisé la vitesse de Darcy v_d à la place de la vitesse réelle du fluide ($v_d = \phi v_r$). A cette loi, il faut bien entendu associer une loi de conservation de la masse de résine au cours de l'écoulement :

$$\nabla(\rho v) + \frac{\partial}{\partial t}(\rho \varphi) = 0 \quad (1.4)$$

1.3 Simulation numérique du RTM et le problème de la perméabilité

Depuis une quinzaine d'années les recherches portant sur la simulation numérique du RTM ont été très nombreuses. En effet, la demande des industriels pour un outil de simulation était grande afin d'éviter des essais et erreurs dans l'utilisation du procédé et de diminuer le coût de mise au point des moules.

Différentes approches ont été utilisées. Une méthode utilise les volumes de contrôle ([4, 36]). Une autre méthode est fondée sur l'emploi des éléments finis non-conformes ([30, 31]). La deuxième approche permet, comme indiqué dans [30], de conserver le volume de résine au cours de l'injection, ce qui constitue un point important pour des simulations précises. Cette méthode a conduit au développement par une équipe de l'École Polytechnique de Montréal du logiciel LCMFlot qui sera utilisé pour toutes les simulations.

Gauvin et Trochu [11] analysent les différents points qu'il est nécessaire de considérer dans les simulations numériques. On peut ainsi retenir :

- la précision du tenseur de perméabilité [6, 9, 12] ;
- la considération des problèmes d'effets de bords [15, 16] ;
- la prise en compte des variations de perméabilités dans le cas de renforts à couches multiples [7] ;
- le cas de remplissage non isotherme (ce point là n'interviendra pas directement dans la suite, mais on peut trouver de plus amples informations à ce sujet dans [18, 19]).

La perméabilité du renfort correspond, si l'on admet la validité de la loi de Darcy (1.1), à la conductivité hydraulique du milieu poreux. Bien qu'elle puisse être considérée comme constante dans le cas d'un milieu isotrope tel qu'un mat, elle présente un caractère tensoriel dans la plupart des applications. Il faut connaître les trois composantes K_1 , K_2 et K_3 dans les trois directions principales orthogonales. Le tenseur de perméabilité peut être déterminé par des méthodes analytiques ou expérimentales.

Un certain nombre de modèles analytiques de la perméabilité dépendant de la porosité du milieu ont été proposés [8]. On peut retenir en particulier l'équation bien connue de Kozeny-Carman, qui s'applique principalement aux milieux poreux granulaires, dans laquelle le milieu est considéré comme une conduite d'aire moyenne constante:

$$K = \frac{d^2 \varphi^3}{C(1 - \varphi^2)} \quad (1.5)$$

où C est la constante de Kozeny-Carman, φ la porosité et d est le diamètre de la section. L'utilisation de ce modèle reste restreint à une faible gamme de porosité et il est difficilement utilisable dans le cas des milieux poreux fibreux.

Par conséquent, dans la plupart des cas, on a recours à des valeurs expérimentales de cette perméabilité. La procédure, qui est bien décrite dans l'article de Ferland et al. [9] pour la perméabilité plane et de Gauvin et al. [12] pour la perméabilité transverse, consiste à mesurer la perméabilité du renfort dans trois directions différentes et sur une certaine gamme de porosité. Ces mesures peuvent être effectuées soit à débit constant soit à pression d'injection constante. On utilise le plus souvent un écoulement unidirectionnel dans un moule rectangulaire de faible épaisseur. Les directions principales sont alors déterminées et la perméabilité est interpolée sur une large gamme de porosité grâce à un modèle exponentiel :

$$(1.6)$$

$$K = a_1 V_f^{b_1}$$

où $V_f = 1 - \phi$ correspond au taux volumique de fibres.

Noter que les mesures sont généralement difficiles à reproduire, mais qu'elles ont donné de bons résultats lorsque la procédure est suivie méticuleusement. Le problème de la mesure de la perméabilité reste central dans toutes les simulations numériques du RTM et continuera d'être un point critique pour cette étude.

1.4 Alternatives au RTM : l'infusion de résine ou l'injection Eco (RTM Light)

On a vu que le procédé RTM était bien adapté à la fabrication de pièces en moyenne série. Pourtant, dans le cas de faibles séries ou pour des pièces de grande taille, l'utilisation de ce procédé reste difficile et trop coûteuse. Ces dernières années ont vu l'émergence de procédés dérivés du RTM, dans lesquels on utilise à la place du contre-moule rigide une membrane flexible qui peut être plastique ou élastique. Bien que cette idée ne soit pas nouvelle puisqu'on en retrouve l'origine dès 1950 ([22]), elle prend de plus en plus d'ampleur depuis une dizaine d'années. Seamann a développé une procédure reprenant cette idée et qui est maintenant bien connu sous le nom de SCRIMP ([32]). On pourra consulter avec grand intérêt la revue bibliographique très complète de Williams et al. [34] sur cette variante du RTM appelée dans cet article *Resin Infusion Under Flexible Tooling* (RIFT).

Dans les procédés dont nous venons de parler et qui feront l'objet de notre étude, le renfort fibreux est placé dans un demi-moule rigide (souvent en aluminium) fermé par un contre-moule déformable constitué d'une bâche plastique (« *Vacuum Assisted Resin Infusion* » ou VARI) ou d'une paroi élastique (RTM Light), qui est ensuite entièrement fixée au moule avec des joints scellés afin d'en assurer l'étanchéité (cf. Figure 1.2).

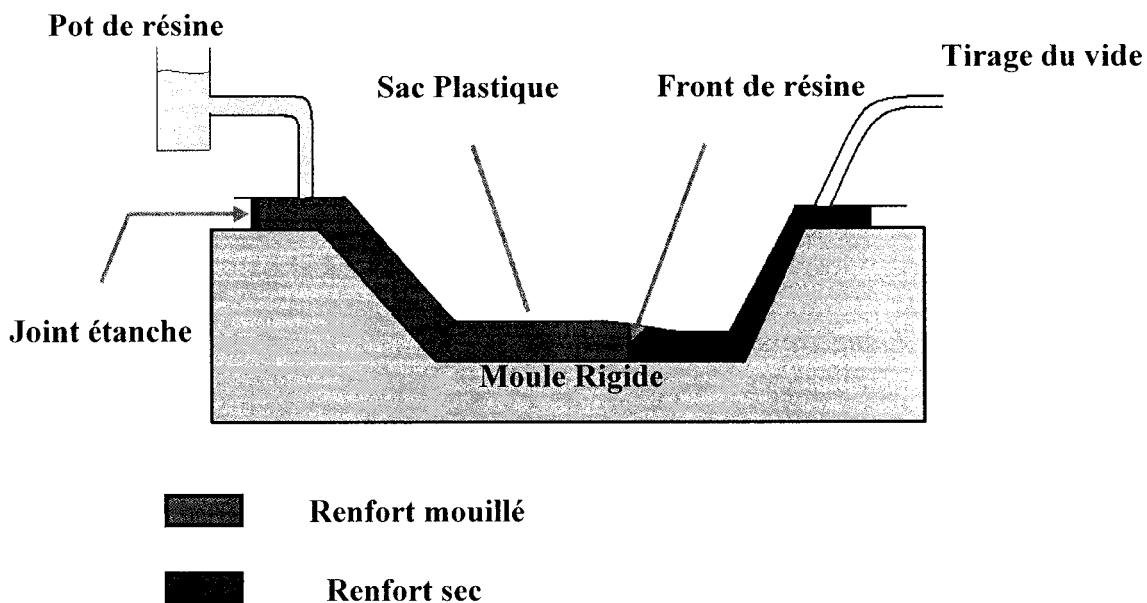


Figure 1.2 : Représentation schématique du VARI

Un vide est imposé en certains points afin de faciliter la fixation du contre-moule sur le moule rigide et l'infusion de la résine. L'injection est alors réalisée à basse pression et la résine pénètre le renfort grâce au gradient de pression entre le point d'injection et le point de tirage du vide. Dans des procédés de ce type, une certaine quantité de consommables (sac plastique, «bleeder »...) est utilisée afin de faciliter l'infusion.

Quoique devenu populaire dans certains domaines de l'industrie (fabrication de coques de bateaux, toit d'ambulance...), les mécanismes gouvernant l'infusion de la résine ne sont pas toujours très bien compris. La quantité de consommables à utiliser, le coût des renforts, les délais qui résultent d'une mauvaise utilisation du procédé expliquent pourquoi les techniques d'infusion ne se développent pas davantage. Ceci motive le développement d'outils de simulation fiables.

1.5 Simulation numérique de l'injection de résine dans un moule à paroi flexible

Le problème de la simulation numérique du VARI ou du RTM Eco se rapproche de celui du RTM classique avec quelques différences. Dans un procédé de type RTM Light, la capacité du moule à se déformer induit des déformations du renfort placé dans la cavité du moule. Ces déformations mécaniques (souvent désignées sous le terme de compaction ou de consolidation dans le contexte général des milieux poreux) s'ajoutent au problème rhéologique de progression de la résine à travers le renfort fibreux. Le problème à résoudre consiste donc à coupler un modèle de déformation mécanique du contre-moule avec l'équation qui régit l'écoulement de la résine dans la cavité. De plus, la présence de différentes couches présentant des perméabilités variées dans ce type de procédés modifie la perméabilité globale du renfort.

En résumé, deux différences principales doivent être examinées :

- l'influence de multiples couches (le renfort, le bleeder...) ;
- les déformations du contre-moule.

En ce qui concerne le problème des multiples couches de renfort, Diallo et al. [7] fournissent déjà un certain nombre de solutions avec leurs études sur le RTM. Lorsque le renfort est constitué de plusieurs couches de différentes perméabilités, la perméabilité totale du renfort dans le plan de la pièce peut être exprimée par la moyenne arithmétique des perméabilités pondérée par l'épaisseur de chaque couche :

$$K_{tot} = \frac{K_1 h_1 + \dots + K_n h_n}{h_{tot}} \quad (1.7)$$

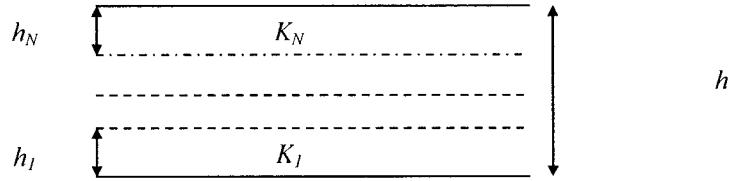


Figure 1.3 : Les renforts à couches multiples

Cette approche, qui a donné de bons résultats dans le cadre du RTM, pourra être utilisée, sous réserve de quelques validations expérimentales, dans le cadre du VARI ou du RTM Light. Elle a déjà été étudiée par Sun et al. [33] pour ces cas particuliers.

La déformation du contre-moule constitue le cœur du problème. L'idée générale de la plupart des auteurs ayant travaillé sur le sujet du VARI ou du RTM Light est de modifier la perméabilité du renfort en fonction des déformations de la paroi [6, 34, 35, 14], la modélisation numérique étant effectuée dans la plupart des cas avec la même approche que pour le RTM classique (éléments finis ou volumes de contrôle).

Corden et al. [6] proposent de mesurer une perméabilité sous vide qui sera alors considérée comme la perméabilité effective du renfort et d'utiliser cette perméabilité modifiée pour les simulations numériques. Cette idée est intéressante et sera reprise dans la suite de cette étude.

Pham [11] s'est intéressé à un procédé différent, le « *Compression Resin Transfer Molding* » (CRTM), qui prend en compte la compressibilité du renfort. Dans notre cas, ce phénomène joue un rôle important puisqu'il détermine les déplacements du contre-moule. Il paraît donc nécessaire de s'intéresser à la compressibilité, ou encore en reprenant les termes de la mécanique des sols, à la consolidation, des renforts. Williams et al. [34] fournissent une méthode expérimentale appliquée au VARI pour considérer la

compressibilité du renfort afin de déterminer l'épaisseur finale de la pièce. Anderson et al. [1] suivent la même approche en tenant également compte de la perméabilité à travers l'épaisseur dans leur modèle numérique.

Cette question de la compressibilité des renforts a déjà été étudiée par plusieurs auteurs [26] intéressés par la fabrication des matériaux composites. L'idée générale est de connaître la relation entre la force de compaction et le taux de fibres. Dans la majorité des cas, les auteurs ont identifié l'équation empirique suivante:

$$V_f = a_1 \sigma'^{b_1} \quad (1.8)$$

où a_1 correspond à la fraction de volume de fibres correspondant à la pression unitaire de compaction, b_1 est l'indice de rigidité de compaction et σ' est la pression de compaction. Il faut aussi noter que les courbes de relaxation présentent une hystérésis et que la compressibilité d'un renfort saturé de résine n'est évidemment pas identique à celle du même renfort sec.

Pour analyser l'écoulement de la résine dans le renfort, il est nécessaire de connaître la contrainte exercée par le squelette fibreux et la pression du fluide. Terzaghi [27] est le premier à avoir proposé d'utiliser la relation suivante:

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} + \delta_{ij} P \quad (1.9)$$

Cette relation constitue le fondement de la théorie de la consolidation d'un milieu poreux en mécanique des sols et elle sera utilisée dans ce travail.

Le problème de la déformation du contre-moule élastique correspond à une application classique de la théorie des coques. Cette théorie étudiée par Timoshenko ([28, 29]) a été remise à jour à de nombreuses reprises et l'ouvrage de Garrigues ([10]) fournit un bon outil de travail. La théorie des coques étudie la déformation des solides constituées par un assemblage de surfaces tridimensionnelles. Elle est adaptée à l'étude de solides déformables dont la géométrie est assimilable à une surface d'épaisseur constante ou variable mais relativement faible par rapport aux autres dimensions. Comme en théorie des poutres qui est l'étude des solides déformables linéiques (une courbe avec une épaisseur), cette géométrie va permettre d'établir une théorie simplifiée dans laquelle les déplacements à travers l'épaisseur de la coque seront déduit de ceux de la surface moyenne.

Il est possible de construire une théorie des coques très générale incluant les cas de grandes déformations, mais la plupart du temps, les hypothèses de Love-Kirchhoff seront adoptées. Ces hypothèses introduisent des restrictions sur le champ des déplacements et des déformations dans une coque. Elles sont parfois contestées, et il est possible de remettre en question tout ou partie de ces hypothèses pour construire des théories de coques plus complexes, qui peuvent se résumer comme suit :

- hypothèse 0 : petites déformations
- hypothèse 1 : linéarisation en x^3 (coque mince) ;
- hypothèse 2 : distorsion nulle sur la surface moyenne ;
- hypothèse 3 : allongement transversal nul sur la surface moyenne.

La théorie des coques permet de déterminer les déformations d'un contre-moule élastique, une question importante pour la suite de cette étude.

1.6 Conclusion

Les travaux réalisés jusqu'à ce jour dans divers domaines qui ont une influence sur l'infusion de résine sous paroi flexible permettent de dégager un certain nombre de considérations importantes. Tout d'abord il faut porter une grande attention aux comportements des renforts, que ce soit en ce qui concerne la perméabilité ou la compressibilité. Ces propriétés varient beaucoup selon le type de tissus utilisés et il n'existe malheureusement pas de modèle standard pour les caractériser. Il faut également remarquer que les modèles mathématiques et les méthodes de résolution utilisées pour simuler le RTM ont donné de bons résultats et sont maintenant largement utilisées dans le milieu industriel. Dans les chapitres suivants, ces différents paramètres seront analysés et adaptés pour résoudre les problèmes spécifiques qui se posent dans des procédés de type VARI.

CHAPITRE 2

PRESENTATION ET SYNTHESE DES ARTICLES DE REVUES

2.1 Présentation du chapitre 3

Le chapitre 3 de ce mémoire présente un article de revue intitulé « Analysis of Resin Flow Under Flexible Cover in *Vacuum Assisted Resin Infusion* (VARI) ». Ce papier co-écrit par L. Joubaud, F. Trochu et J. Le Corvec est publié dans le *Journal of Advanced Materials*.

Le procédé de moulage par transfert de résine (RTM) est une technique de mise en forme des composites par injection de polymères à travers des renforts fibreux. Cette technique nécessite l'utilisation de moules en acier onéreux. Il est difficile d'injecter de cette façon des pièces de grande taille avec un taux de fibres élevé. Une alternative à ce procédé est l'infusion de résine sous vide souvent appelée « *Vacuum Assisted Resin Infusion* » (VARI). Cette technique se caractérise par l'utilisation d'un contre-moule flexible, une bâche plastique le plus souvent, et l'absence de pression d'injection puisque la résine est infusée par gravité après qu'un vide partiel ou total ait été réalisé dans la cavité du moule. Le développement industriel de cette technique requiert des outils de simulation numérique afin de réduire les délais de mise au point du moule et de mieux contrôler le procédé.

L'étude propose une nouvelle méthode de simulation numérique utilisant des outils initialement conçus pour le procédé RTM classique c'est à dire l'injection sous moule rigide. La notion de perméabilité flexible, déjà introduite par le passé, est clairement définie et expliquée. Deux méthodes permettant d'évaluer cette perméabilité flexible sont présentées et comparées : la première est fondée sur des mesures expérimentales et la seconde sur un calcul analytique. Cette nouvelle approche pour simuler l'infusion de

résine est ensuite appliquée à un cas industriel : la fabrication d'un toit d'ambulance en composite. Une comparaison entre les résultats de la simulation numérique avec la fabrication réelle donne d'excellents résultats en terme de prédiction du temps de remplissage et de prédiction d'une zone sèche dans le moule.

2.2 Présentation du chapitre 4

Le chapitre 4 de ce mémoire présente un article de revue intitulé « Numerical Simulation of Resin Infusion and Reinforcement Consolidation under Flexible Cover ». Ce papier co-écrit par L. Joubaud, V. Achim et J. Le Corvec est publié dans la revue *Polymer Composites*.

Après avoir développé dans le chapitre 3 une méthodologie pour simuler numériquement l'infusion de résine sous paroi flexible en utilisant un logiciel initialement conçu pour le RTM classique (injection sous moule rigide), il apparaît que la méthode n'est pas suffisante lorsque qu'une grande précision est requise ou lorsque l'on cherche à connaître l'évolution de l'épaisseur de la préforme au cours de l'injection.

Dans le chapitre 4, l'analyse du couplage entre la progression de la résine dans un milieu poreux et les déformations mécaniques du moule et de la préforme permet d'établir les équations mathématiques gouvernant l'infusion d'une résine liquide sous paroi flexible. Les caractéristiques mécaniques de la paroi (membrane, coque ou film plastique) sont prises en compte ainsi que la déformation du renfort fibreux. Une équation de Darcy modifiée est alors introduite et associée à l'équation de déformation du moule. Une méthode de résolution numérique générale est alors proposée. Des essais réalisés en laboratoire sont présentés, puis comparés avec les résultats des simulations numériques obtenues en utilisant cet algorithme codé en langage C++ au moyen de techniques de programmation orientée objet.

CHAPITRE 3

ANALYSIS OF RESIN FLOW UNDER FLEXIBLE COVER IN *VACUUM* *ASSISTED RESIN INFUSION (VARI)*

Laurent Joubaud¹, François Trochu¹ and Jérôme Le Corvec²

(1) Department of Mechanical Engineering, Applied Research Center on Polymers (CRASP), Ecole Polytechnique, C.P. 6079, Station « Centre-Ville », Montreal, H3C 3A7, Quebec.

(2) Kaizen Technologies, 75 de Mortagne blvd., Boucherville, J4B 6Y4, Quebec.

3.1 Abstract

Techniques to simulate resin infusion using classical *Resin Transfer Molding* (RTM) simulation software are investigated in this paper. The differences in the filling behavior between RTM “rigid” and “flexible” molds are evaluated and explained. “Flexible” injection means here resin infusion under vacuum when the mold cover is a thin plastic film. Experimental data is presented on permeability measured under flexible processing conditions. A model describing the variation of permeability with pressure change is developed for flexible molds. This model takes into account the changes in thickness of the cavity following deformations of the mold cover, as well as the compressibility of the reinforcement. In order to validate this approach, simulations were carried out for an ambulance roof fabricated by resin infusion. The numerical results are discussed and compared to the real injection. The shape of the flow front predicted by the RTM simulation software PAM-RTM is very close to the real shape. The total predicted fill time of the part is within 5% of the real time.

3.2 Introduction

Resin Transfer Molding (RTM) has become a widely used process to manufacture glass-reinforced composites. A description of basic technical issues on RTM manufacturing can be found in the book of Cauchois [1]. Indeed, the RTM process is a closed mold fabrication technique which limits the emanations of styrene when polyester resins are used. In this process, a stack of dry fibrous reinforcement is placed in the cavity of a rigid mold and the resin is injected at low pressure (Figure 3.1). The stiffness of the mold is often a concern when manufacturing large parts with a high fiber volume content. The filling time increases significantly with the fiber volume content and, sometimes, it is not even possible to inject the part in a satisfactory way. A higher injection pressure could reduce the injection time, but the cost of the necessary tooling becomes rapidly uneconomical for low production series. There is also an upward limit in the injection pressure allowable in order not to distort locally the fibers of the reinforcement.

The liquid composite molding process variant known as *Vacuum Assisted Resin Infusion* (VARI) was first introduced by Marco [2]. This approach presents an interesting alternative to classical closed mold RTM injections. It enables successful manufacture of large parts at a relatively low cost. In this process, a stack of dry fibrous reinforcement is placed between a stiff mold half and a plastic bag (Figure 3.2). The resin is injected by gravity after partial or total vacuum has been achieved in the cavity containing the reinforcement. If vacuum-driven techniques are now commonly used in many industrial applications, usually their development is based on trial and error testing. Williams et al. [3] give an interesting review on the main developments in this field. From the *Vacuum Assisted Resin Infusion* (VARI) process developed by Group Lotus Cars Ltd [4] to *Seeman's Composite Resin infusion Molding Process* (SCRIMP) [5], many variants of resin infusion are now used in production. The main advantage of these techniques is their low tooling cost compared to closed mold RTM. An original and optimized approach to resin infusion was developed by the company Kaizen Technologies under the

name *Kaizen Infusion System* (KIS). KIS process presents the advantages of creating injection and vacuum channels in a particularly simple way; it also enables to manufacture a composite part by vacuum driven infusion without any flow-enhancing layer. The injection of a fiberglass reinforced composite ambulance roof with polyester resin will be simulated in this article.

The VARI process is suitable for low production series. The vacuum assisted liquid composite molding process variant known as *RTM Light* consists of injecting a resin at low pressure in a composite shell mold. The resin is injected after partial vacuum has been achieved in the cavity in order to increase the pressure gradient that drives the resin flow. *RTM Light* is suitable for larger production series than resin infusion. Thus, the VARI process can manufacture the composite molds that will be used afterwards for *RTM Light* manufacturing. The above-mentioned liquid composite molding processes complement each other quite well. The RTM process is suited for larger production series. The resin is injected into a closed and rigid mold. The VARI process performs a vacuum driven infusion under a plastic film; it is appropriate for low production series or to manufacture a composite shell mold for *RTM Light*. Finally, *RTM Light* represents a low cost alternative that combines the two approaches: low pressure injection together with partial vacuum in a deformable mold.

The behavior of the resin during the infusion process is not yet fully understood and the processing strategy used in many applications is not always optimal. Problems of micro-porosity, irregular thickness, and defects have been observed locally in parts manufactured by resin infusion. Although this is not a concern in the marine industry, the main field of application today of resin infusion, it remains an important issue in aerospace applications, especially for certification purpose. Numerical simulation of resin injection can assist in positioning the inlet ports and vacuum intakes, especially for large and complex parts. Optimal injection strategies can be studied on the virtual model before prototype testing, hence helping to reduce process set-up costs. Few attempts

have been made to simulate the resin infusion process. Andersson [6] developed a numerical model where the impregnation is characterized by a full three-dimensional flow in a porous medium with an anisotropic, spatial and time-dependent permeability. Unfortunately, his model has not been applied to real components yet and it is difficult to implement for three-dimensional complex parts. Corden et al. [7] proposed a simple approach, which consists of using a RTM simulation software to predict the filling of a cavity by resin infusion. Permeability was measured in the actual processing conditions of resin infusion. A correct first approximation of the resin flow could be obtained by this approach for rectangular plates.

The goal of this investigation is to evaluate the accuracy of the numerical simulations of resin infusion for complex industrial parts. The numerical tool originally developed for classical RTM, i.e., resin injection in a closed mold, will be used with a permeability value modified to take into account the flexibility of the plastic bag. Firstly, a new notion of “flexible” permeability is introduced, together with a measurement procedure and a predictive model to evaluate the “flexible” permeability. The results obtained by both methods will be compared and discussed. Finally, a numerical simulation will be performed for a complex industrial part, an ambulance roof, in order to compare the predicted results with the real injection.

3.3 Analysis of resin infusion using RTM simulation

In this section, the key points of RTM simulation in rigid mold are first recalled, and the main differences with resin infusion are pointed out. Then a new approach based on existing RTM simulation software is proposed to predict the evolution of the flow front in resin infusion.

3.3.1 Review of RTM simulation

The impregnation of a fibrous preform is usually modeled as a viscous flow through porous media. The thermosetting resins used in composite manufacturing are considered as Newtonian fluids, i.e., their viscosity is independent of the velocity of the flow. When the resin velocity is not too high, Darcy's law holds:

$$v_d = -\frac{K}{\mu} \nabla P \quad (3.1)$$

where v_d is the average flow rate through a cross section, often called Darcy's velocity, K is the permeability tensor (m^2), μ the fluid dynamic viscosity (Pa.s), and P the pore pressure (Pa). Darcy's velocity v_d is related to the average velocity v_r of resin particles by the relation:

$$v_r = \frac{v_d}{\varphi} \quad (3.2)$$

where φ is the porosity of the porous medium. The equation of total mass conservation for an incompressible fluid is obtained by combining the continuity equations of the resin and of the deformable fiber bed [8]:

$$\nabla \cdot v_d + \nabla \cdot v_s = 0 \quad (3.3)$$

where v_s is the velocity of deformation of the skeleton in the porous medium. In rigid molds (RTM process), the deformation of the reinforcement is often neglected, so that the continuity equation that governs the resin flow reduces simply to:

$$\nabla \cdot \left(\frac{K}{\mu} \nabla P \right) = 0 \quad (3.4)$$

The software PAM-RTM (www.esi-group.com) will be used here to solve the above equation at each time step by the finite element method [9]. Then a filling algorithm is used to displace the flow front to its new position at the next time step. The accuracy of the tensorial factor K (permeability or hydraulic conductivity of the preform) is a key point to perform accurate numerical simulations of the RTM process.

The permeability of a preform depends on several factors, the most important being its porosity ω . Several analytical models have been proposed to predict the permeability of a fibrous reinforcement [10]. Usually, experimental measurements are required to obtain the values of this key parameter [11]. The most commonly used empirical model to describe permeability as a function of fiber volume fraction is power-law:

$$K = A_f V_f^{b_f} \quad (3.5)$$

where $V_f = 1 - \phi$ is the fiber volume content, and the parameters A_f and b_f are determined experimentally for each reinforcement.

3.3.2 Main differences between resin infusion and RTM

Because of the flexibility of the plastic bag used in resin infusion, the porosity of the reinforcement, and hence its permeability, depend on the level of vacuum achieved. Moreover, the porosity changes as the resin progressively fills up the fiber bed. For this reason, the permeability measured in a stiff mold cannot be used to simulate this process. One possible approach consists of using a modified value of permeability in order to reflect the flexibility of the mold cover. Hence the main idea of this investigation is first to develop an analytical method to calculate the “flexible” permeability, then to propose an experimental procedure to measure this parameter. The values of “flexible” permeability derived from the analytical model will be compared to experimental results. Finally, the experimental “flexible” permeability will be used to simulate resin infusion.

3.4 Permeability measurements

One way to take into account the flexibility of the plastic bag and the level of vacuum achieved in the cavity is to measure the permeability of the fabric in experimental conditions as close as possible to the real injection. In this work, this approach has been applied to a component of an ambulance roof. The reinforcement used was the

“Multimat” from Syncoglass Belgium, which is a knitted fabric designed to have a very high permeability, a high drapability and thus is particularly well suited for resin infusion.

Luo [12] has performed a comprehensive study to measure the permeability of the Multimat as a function of the fiber volume content. The results of Table 1 show that the fabric is almost isotropic. So additional permeability measurements were performed in our laboratory only in the stitch direction. Firstly, the “rigid” permeability was measured using a rectangular mold with glass cover following the unidirectional injection method proposed by Ferland et al. [11]. Silicon oil is injected in the mold. The “rigid” permeability is obtained by the least square interpolation method proposed by Ferland et al. [11], which interpolates an average permeability from measurements of the velocity of the flow front and from a recording of the injection pressure. As illustrated in Figure 3.3, the progression of the flow front in time is measured in time on a grid displayed on the transparent mold cover. The permeability measured by unidirectional injections will be compared with results from the literature.

3.4.1 “Rigid” permeability measurements

Luo [12] measured the permeability of the Multimat by radial injection. The permeability values K_1 and K_2 in the principal material directions (stitch and cross direction) were measured for various fiber volume contents. The angle θ between the principal direction and the laboratory axis was also measured. As Luo’s results showed that the fabric was almost isotropic, the permeability was measured only in the stitch direction by unidirectional injections. The results of Luo [12] are summarized in Table 3.1, in which \bar{K} denotes the average of the directional permeability values K_1 and K_2 .

Table 3.2 shows the comparison between permeability measured by unidirectional injections and values interpolated from Luo’s results for three fiber volume fractions of

20.6, 25.2 and 31.3%. The radial permeability values of Luo [12] were interpolated using the model of equation (3.5). Figure 3.4 displays the two power-law models of the Multimat permeability, which show a good agreement between the “rigid” permeability measured by Luo by radial injection and the results obtained in our laboratory with the unidirectional method. Note that the higher permeability interpolated from the experimental values of Luo [12] for a high fiber volume content could possibly be explained by the deflection of the Plexiglas mold cover used in the radial injection method. This deformation creates a non-uniform thickness of the cavity, and hence decreases the fiber volume fraction.

This agreement between permeability values measured in two distinct laboratories by two different injection techniques represents in fact an interesting result, because as described in Gauvin et al. [13, 14] many practical sources of error arise in permeability measurements. As a matter of fact, this has always made difficult comparisons between permeability values measured on different installations, more to say when two different measurement procedures are used such as radial and unidirectional injections.

3.4.2 “Flexible” permeability measurements

The “flexible” permeability of the fabric was measured with the experimental set-up shown in Figure 3.5. The measurement procedure is derived from the unidirectional permeability measurement technique described previously for the “rigid” permeability. It was designed in order to be as close as possible to the real infusion conditions: no injection pressure is applied and the vacuum level is constant. The cover used is the same plastic bag as in the manufacturing of the ambulance roof. The progression of the fluid front is measured at regular intervals during the flow of the silicon oil. The “flexible” permeability is obtained by the least square interpolation method proposed by Ferland et al. [11]. The “flexible” permeability measured by this approach should take into account most of the physical phenomena that occur in resin infusion under a thin

plastic film. Figure 3.6 shows the progression of the resin front in time measured with the experimental set-up of Figure 3.5. A comparison is made in Figure 3.6 with the positions of the front calculated by Darcy's law with the experimental "flexible" permeability. The front predicted by Darcy's law in rigid mold is faster at the beginning of injection and slower at the end. Although the difference observed between the two curves shows that Darcy's law does not hold for resin infusion, it will be illustrated in the sequel that the fill time of the ambulance part can be predicted reasonably well with the concept of "flexible" permeability. Table 3.3 summarizes the measurement results for various levels of vacuum. The thickness of the part, determined by taking into account the compressibility of the reinforcement, is also reported in this table. Note that the reproducibility of experiments is sufficient to allow using the measured values of "flexible" permeability in numerical simulations.

3.5 Analytical model of "flexible" permeability

We assume that resin injection through fibrous reinforcement is a slow process that can be modeled by a quasi-static approximation, i.e., at each time step the plastic bag is in equilibrium between the atmospheric pressure P_0 , the effective stress of the compressed fabric and the pore pressure in the cavity (Figure 3.7). A porous medium follows Terzaghi's law, which states that the total stress σ is decomposed into the effective stress σ' that acts on the fabric and the pore pressure of the fluid:

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} - P \delta_{ij} \quad (3.6)$$

The compressibility of fabrics has been studied by many authors including Robitaille and Gauvin [15], who proposed an empirical model for the compaction pressure as a function of the fiber volume content:

$$V_f = A_2 P^{b_2} \quad (3.7)$$

where P is the pressure applied on a fabric sample; and A_2 and b_2 are experimental parameters depending on the particular fabric used. Combining equation (3.6) and equation (3.7) leads to:

$$V_f = A_2 (P_0 - P_{vac})^{b_2} \quad (3.8)$$

where P_{vac} is the vacuum level achieved in the cavity and P_0 is the atmospheric pressure. Introducing equation (3.8) in equation (3.5), we can express the “flexible” permeability as a function of the vacuum level achieved in the mold:

$$K_{eff} = A_1 A_2^{b_1} (P_0 - P_{vac})^{b_2 b_1} \quad (3.9)$$

Luo [9] measured the compressibility of the Multimat and found $A_2 = 0.157$ and $b_2 = 0.162$ when the compaction pressure P is expressed in kPa. Figure 3.8 displays a comparison between the “flexible” permeability measured in this investigation and its value calculated by the analytical model of equation (3.9). The unidirectional results of the rigid mold permeability measurements performed in our laboratory and reported in Table 3.2 were used to calculate the analytical “flexible” permeability. The difference between the predicted and experimental results is less than 15 %. This corresponds to the usual accuracy of permeability measurements. However, the permeability evaluated by the analytical model is always lower than the one derived from direct measurements. This can be explained easily by the deformation of the flexible cover, which induces locally a higher permeability in the resin-saturated zone than in the dry reinforcement. As a matter of fact, by increasing the thickness of the cavity, the resin flow decreases locally the fiber volume content. Although this effect is integrated (in an average way) in the measurement of the “flexible” permeability, it is not taken into account in the analytical model of equation (3.9). Therefore simulations performed with the measured “flexible” permeability are expected to give faster filling times than with the analytically predicted permeability.

3.6 Numerical simulations

Numerical simulations using the “flexible” permeability defined previously will now be carried out for the ambulance roof. A vacuum assisted resin infusion technique known as the KIS process has been used to manufacture the ambulance roof of Figure 3.9. KIS designates the *Kaizen Infusion System*, a proprietary resin infusion process developed by Kaizen Technology, Boucherville, Quebec, without a flow-enhancing layer. The company Fibres Design, Chambly, Quebec, manufactures the ambulance roof.

3.6.1 Description of the infusion process

One layer of “Multimat” reinforcement is placed between a stiff mold half and a plastic bag. The resin used is a polyester resin of low viscosity ($\mu = 250$ cp). The resin is infused by gravity through an injection line after a vacuum level of approximately 50 kPa has been achieved in the cavity containing the reinforcement. Note that this process, known as *Kaizen Infusion System* (KIS), does not use any flow-enhancing layer, which is a main difference compared to classical SCRIMP [5]. This feature alone represents an improvement because it is much simpler to control practically a “plug-flow” type of impregnation rather than a three-dimensional flow. Moreover, the numerical simulation is also much simpler and faster to perform than for SCRIMP-like processes. The KIS technique has other original characteristics especially designed for resin infusion, such as a special way to create line injection and line vacuum intake channels. All these features make of KIS an attractive process of resin infusion.

3.6.2 Numerical simulation of the process

Numerical simulations of the injection process have been performed with PAM-RTM. The geometry was meshed with 6991 triangular shell elements (Figure 3.10). The permeability used in the simulation is the experimental “flexible” permeability, i.e., $K_f =$

$7.24 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$ for a vacuum pressure $P_{vac} = 50 \text{ kPa}$. Note that the analytical “flexible” permeability predicted for the same vacuum pressure is $6.49 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$. The values of the physical parameters used in the numerical simulation are given in Table 3.4, where h denotes the thickness of the reinforcement when no vacuum pressure is applied, and T is the ambient temperature. The other parameters have been defined previously. The advancement of the flow front at different times is displayed in Figure 3.11 both for the numerical simulation and the real injection.

Figure 3.11 shows good agreement between the simulation and the infusion process for the ambulance roof. The flow fronts in the simulation and in the real part are very close during the whole experience. The local differences that can be observed are due to local variations in thickness of the fiber bed. In particular, in zones of important curvature, the thickness of the fibrous reinforcement changes locally. It tends either to be slightly compressed in convex regions or expanded in concave ones. The local changes in porosity, and thus in permeability, explain the differences observed between the numerically predicted flow and the experiment. Note that in Figure 3.11, some difficulties are encountered in the impregnation of the corners of the part both in the simulation and in the industrial process. The total fill time was 1410 s in the simulation against 1360 s for the real injection, which represents a difference of less than 5% between the experimental and predicted values. This difference is consistent with the range of reproducibility of “flexible” permeability measurements, which can be evaluated from Table 3 at 4% for a vacuum pressure of 50 kPa. (Note that the accuracy of “rigid” permeability measurements is generally considered to be around 15%.)

The simulation is slightly longer than the real injection. This shows that the concept of experimental “flexible” permeability, although quite satisfactory from a practical point of view, tends in fact to under-estimate the exact “flexible” permeability, i.e., the constant permeability that would provide the exact prediction of the fill time based on the application of Darcy’s law in a rigid mold. In fact, during the impregnation of the

preform, the compaction pressure on the fibrous reinforcement is progressively relaxed and the thickness increases from h_{inj} , the thickness for the vacuum pressure used in the infusion process, to the reference thickness h of the preform without vacuum. The variation of thickness from the inlet gate to the flow front could be accounted for by considering the rigid permeability for an average thickness $(h + h_{inj}) / 2$ of the reinforcement instead of the analytical “flexible” permeability (which corresponds in fact to the rigid permeability obtained for the thickness h_{inj}). In the example of the ambulance part, this approach would give a new “flexible” permeability of $6.83 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$ and lead to a fill time of 1440 s. This estimation of the fill time is closer to the real value of 1410 s than 1360 s as obtained previously with the measured “flexible” permeability and than the fill time of 1517 s given by the analytical “flexible” permeability. Hence this approach seems promising to refine the predictive model provided by equation (3.9).

3.7 Conclusions

A simple approach to simulate resin infusion was presented. It is based on the use of an equivalent “flexible” permeability concept to account for the deformation of the mold cover. This permeability can be either measured experimentally or derived from the known compressibility and permeability of the fabric. Numerical simulations for a complex industrial part were performed. The comparison between experimental and numerical results showed a good agreement between the simulation and the real injection even if some differences in the shape of the flow front in high curvature zones have been observed. Therefore, it is possible to simulate with a fairly good accuracy vacuum assisted resin infusion with a RTM flow simulation software based on Darcy’s law. The case of multiple layers of reinforcement has not been studied yet. In resin infusion processes like SCRIMP for example, a flow-enhancing layer is set on top of the reinforcement under the plastic film. The influence of this layer needs to be investigated in order to be able to simulate effectively the SCRIMP process.

During the vacuum infusion process, the thickness of the cavity varies in the resin-saturated region. This variation has not been taken into account in our model yet. Indeed, only the notion of unsaturated “flexible” permeability was used in this study to predict the resin flow. A more elaborate model could take into account the local variations of permeability that occur during the infusion process. A first approximation of such a refined approach could be contemplated by taking as “equivalent permeability” the average of the “flexible” permeability values predicted without vacuum and for the actual vacuum pressure used in the infusion process. In addition, it would be interesting to verify if the two approaches based on predicted and measured “flexible” permeabilities always provide upper and lower estimations of the fill time.

Finally, if an elastic mold cover is used instead of the plastic bag, there is a local resistance of the mold cover to a change in thickness. The elastic response of the membrane should then be taken into account in the vertical balance of forces. Therefore a new model needs to be developed to simulate resin injection under a flexible membrane. If the flexible cover is a deformable composite shell as in the *RTM Light* process for example, a even more complex model will be needed to predict the resin flow because the deformation of the shell, which has a flexural stiffness, can no longer be modeled by a simple linear membrane equation.

3.8 Acknowledgments

This work was supported financially by the *National Science and Engineering Research Council* of Canada (NSERC), the *Fonds Québécois de Recherche sur la Nature et les Technologies* (FQRNT), and by ESI-Group for the software simulation performed with PAM-RTM. Christian Charles Martel and Marc-André Octeau contributed in setting up the experimental characterization of “flexible” permeability and Fibres Design, Chambly, Quebec, performed the industrial validation. The Department of Mechanical Engineering, École Polytechnique, is also acknowledged for its support to the laboratory.

3.9 References

1. J.-P. Cauchois, R.T.M. Process, Éditions Syntech, 228 (1997).
2. Marco Method, US Patent No 2495640 (1950).
3. C. Williams, J. Summerscales and S. Grove, "Resin Infusion under Flexible Tooling: a Review", *Composites*, **27A**, pp 517-524 (1996).
4. Group Lotus car Ltd. "Vacuum Molding Patent", GB Patent No 1432333, 30th March 1972.
5. W. H. Seaman, "Plastic Transfer Molding techniques for the production of fiber Reinforced plastic structures", US Patent No. 4902215, filed 30th March 1989.
6. H. M. Andersson, Licentiate Thesis: "Vacuum infusion of Polymer Composites", Department of Mechanical Engineering, Lulea University of Technology Sweden (2001).
7. T. J. Corden and C. D. Rudd, "Permeability Measurements And Modeling Techniques for Vacuum Infusion", Fifth International Conference on Automated Composites, ICAC 97, pp 231-242 (1997).
8. J. Bear, "Dynamics of Fluids in Porous Media", American Elsevier, Environmental Science series (1972).
9. F. Trochu, R. Gauvin and D.-M. Gao, "Numerical Analysis of the Resin Transfer Molding Process by the Finite Element Method", *Advances in Polymer Technology*, **12**, pp 329-342 (1993).
10. F. A. L. Dullien, "Porous Media-Fluid Transport and Pore Structure", Academic Press, 396 (1979).
11. P. Ferland, D. Guittard and F. Trochu, "Concurrent Methods for Permeability Measurements in Resin Transfer Molding", *Polymer Composites*, **17**, pp 149-158 (1996).
12. Y. Luo, "Resin Transfer Molding of Knitted Fabric Reinforced Composites", PhD Thesis, Katholieke Univeriteit Leuven Belgium (2001).
13. R. Gauvin, F. Trochu, Y. Lemenn, L. Diallo, «Permeability Measurement and Flow Simulation through Fiber Reinforcement», *Polymer Composites*, **17**(1): 34-42, 1996.

14. R. Gauvin, F. Trochu, «Key Issues in Numerical Simulation for Liquid Composite Molding Processes», *Polymer Composites*, 19: 233-240, 1998.
15. F. Robitaille and R. Gauvin, “Compaction of Textile Reinforcements for Composites Manufacturing. I: Review of Experimental Results”, *Polymer Composites*, **19**, pp 198-216 (1998).

3.10 List of figures

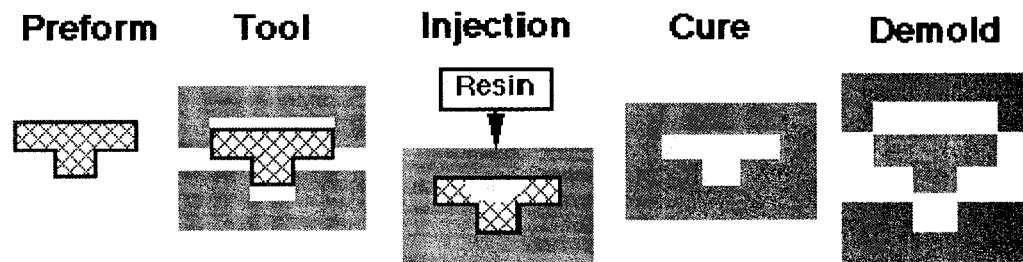


Figure 3.1 : Schematics of the RTM process.

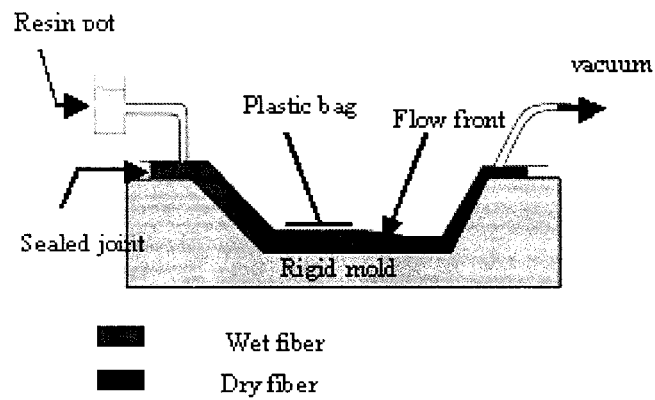


Figure 3.2 : Schematics of the VARI process.

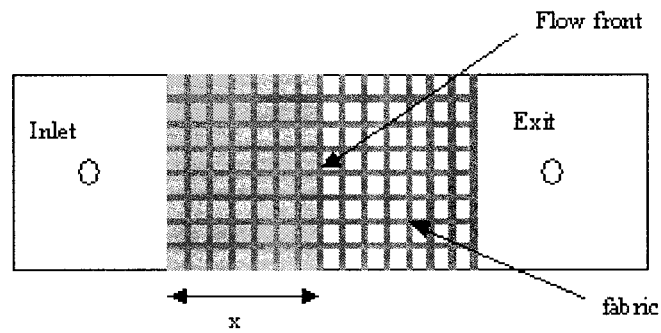


Figure 3.3 : Schematics of the unidirectional flow method used for permeability measurements.

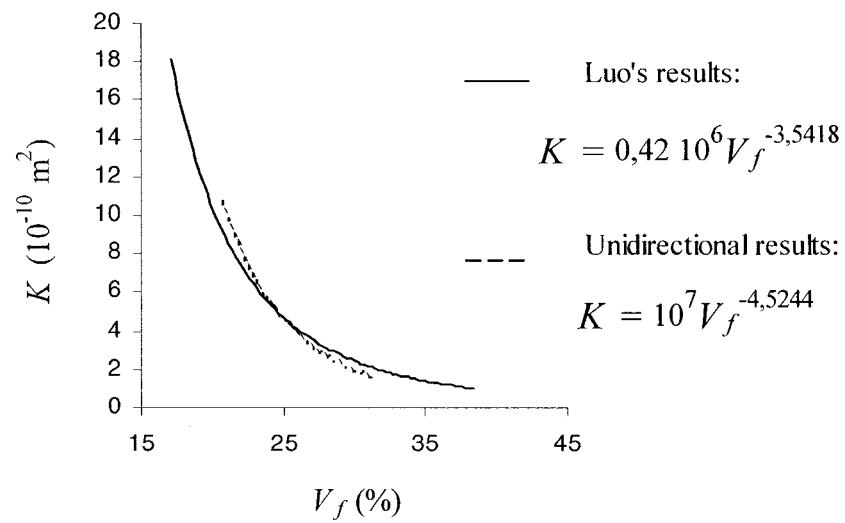


Figure 3.4 : Experimental curves of permeability as a function of the fiber volume fraction.

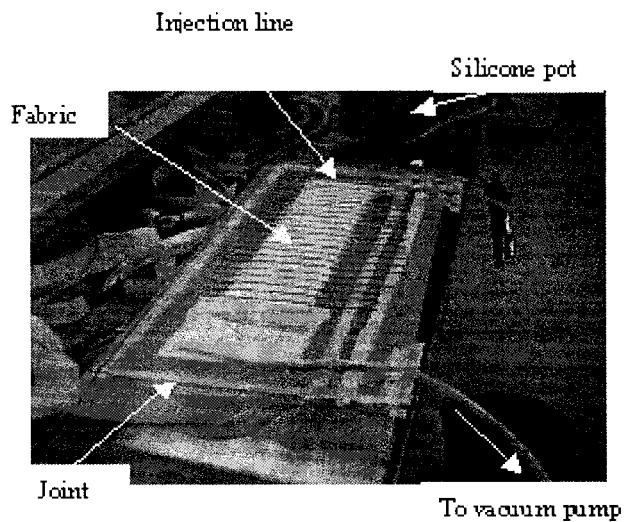


Figure 3.5 : Picture of the experimental set-up used to measure “flexible” permeability.

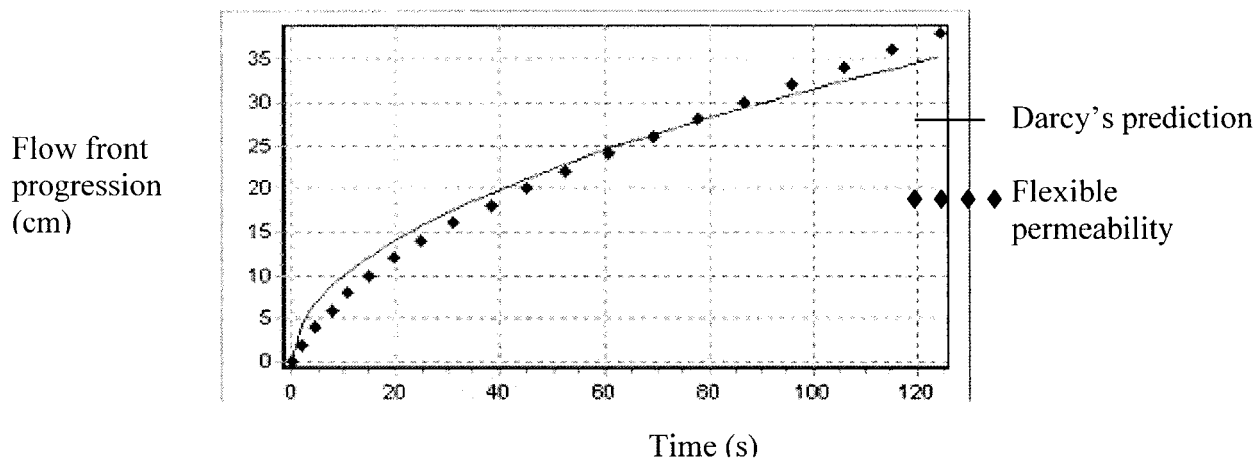


Figure 3.6 : Progression of the flow front in a unidirectional infusion to measure “flexible” permeability.

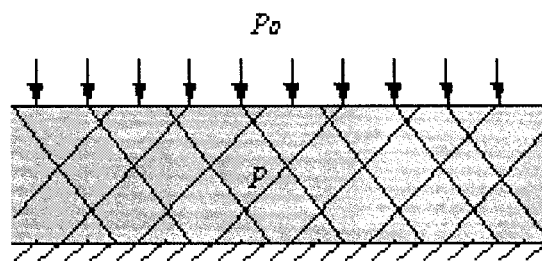


Figure 3.7 : Equilibrium state of the plastic bag.

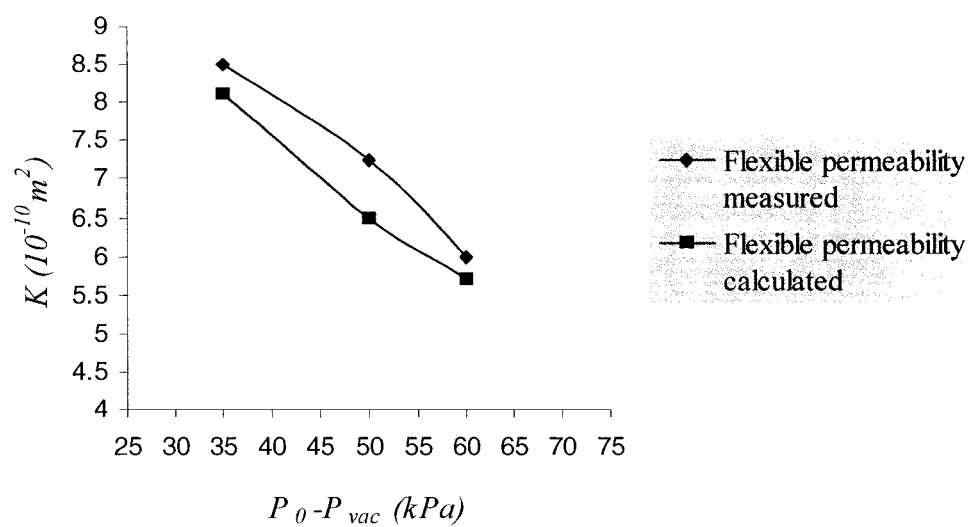


Figure 3.8 : Comparison between measured and calculated “flexible” permeability values.

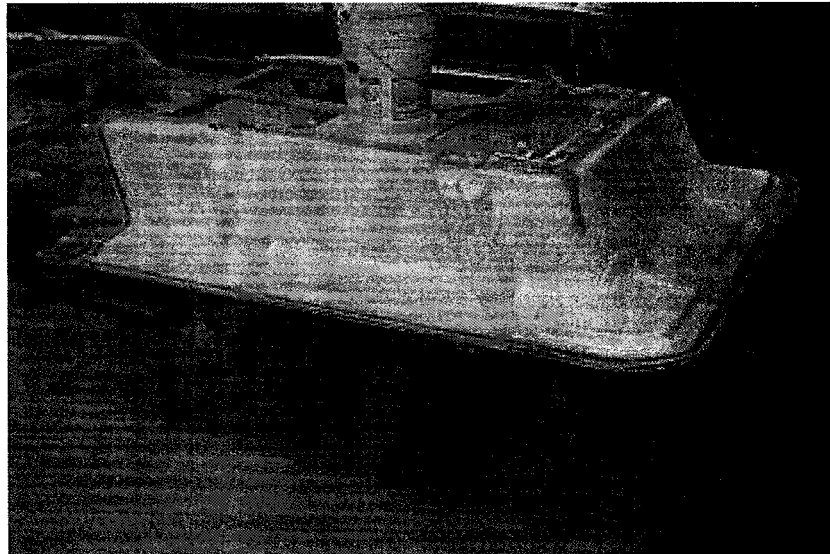


Figure 3.9 : Lateral panels of a composite ambulance roof with a line injection channel on the top edge and a vacuum line on the bottom edge.

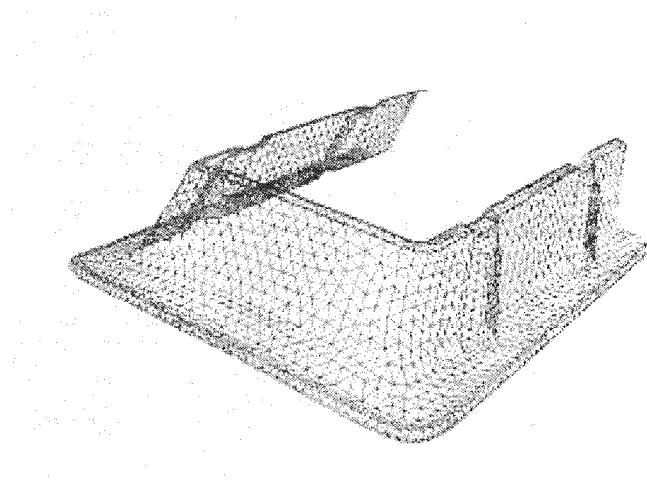


Figure 3.10 : Mesh of the ambulance roof.

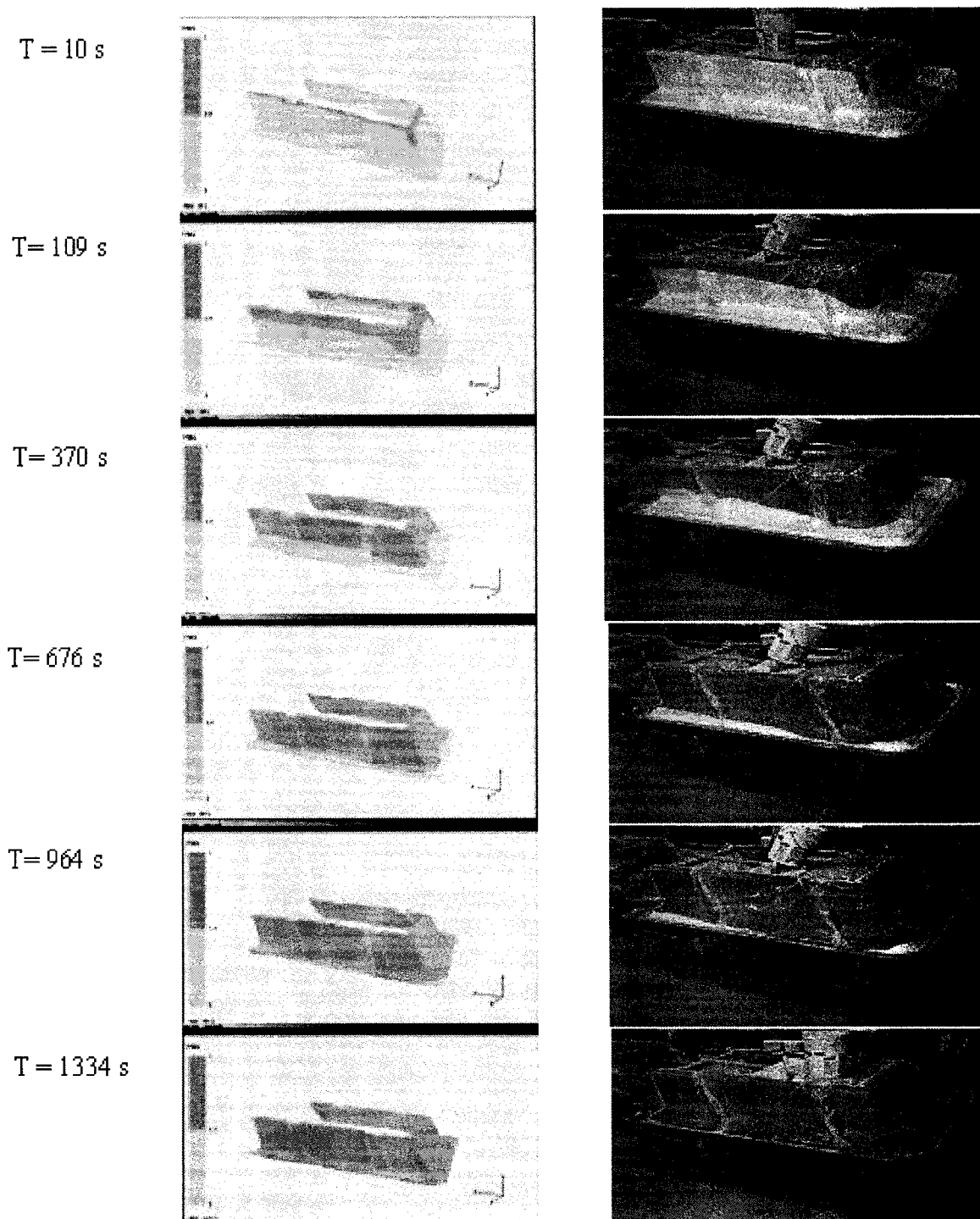


Figure 3.11 : Comparison between the simulation and the infusion process for the ambulance roof.

3.11 List of tables

Table 3.1 : “Rigid mold” permeability of the Multimat measured by Luo [12].

V_f (%)	K_l (10^{-10} m ²)	K_2 (10^{-10} m ²)	θ (°)	\bar{K} (10^{-10} m ²)
17.1	18.70	17.30	-12	18.00
26.0	4.33	3.99	-5	4.16
34.2	1.66	1.39	10	1.52
38.3	1.11	1.00	-15	1.05

Table 3.2 : Comparison of unidirectional injections and values interpolated from Luo [12].

V_f (%)	K (10^{-10} m ²)	K_{int} (10^{-10} m ²)
20.6	10.6	9.33
25.2	4.7	4.57
31.3	1.59	2.12

Table 3.3 : “Flexible” permeability of the Multimat for various vacuum levels.

$P_0 - P_{vac}$ (kPa)	35	35	50	50	60	60
h (mm)	2.7	2.7	2.5	2.5	2.4	2.4
K_f (10^{-10} m ²)	8.55	8.47	7.01	7.47	6.04	5.92

Table 3.4 : Parameters used in the numerical simulation.

K_f (m ²)	μ (cp)	V_f (%)	P_0 (kPa)
$7.24 \cdot 10^{-10}$	250	29.7	101
P_{vac} (kPa)	h (mm)	T (°C)	
50	2.5	20	

CHAPITRE 4

NUMERICAL SIMULATION OF RESIN INFUSION AND REINFORCEMENT CONSOLIDATION UNDER FLEXIBLE COVER

Laurent Joubaud, Vincent Achim and François Trochu

*Department of Mechanical Engineering, Applied Research Centre on Polymers (CRASP),
Ecole Polytechnique, C.P. 6079, Station « Centre-Ville », Montreal, H3C 3A7, Quebec.*

4.1 Abstract

This paper presents the physical phenomena and equations governing resin infusion under a flexible cover. This composite manufacturing process known as *Vacuum Assisted Resin Infusion* (VARI) is analyzed here when the reinforcement is covered by a thin plastic film and resin is injected by gravity after a partial level of vacuum has been achieved in the cavity. In this process, the plastic cover is deformed as the resin fills up the mold cavity. Coupling between the mechanical deformation of the flexible cover and the resin flow inside the mold cavity is described by a set of mathematical equations with boundary conditions. Based on this model, a general methodology is developed to simulate numerically the resin flow during the infusion process. Validation of the numerical results is performed by comparison with a series of experiments.

4.2 Introduction

Resin Transfer Molding (RTM) has become a widely used process to manufacture glass-reinforced composites. The RTM process is a closed mold fabrication technique which limits the emanations of styrene when polyester resins are used. In this process, a stack of dry fibrous reinforcement is placed inside a rigid mold cavity. Subsequently, resin is injected at low pressure. For large structures, RTM technology requires to build complex and expensive molds to withstand the injection pressure. For lower production series of large composite structures such as boats or aircraft parts, alternatives based on *resin infusion under vacuum* have been implemented with success for a long time. These technologies use a low cost flexible cover such as a thin plastic film for example and gravity to drive the resin flow.

One early example of *Vacuum Assisted Resin Infusion* (VARI) was first introduced by Marco [1]. In this process, a stack of dry fibrous reinforcement is placed between a stiff mold half and a plastic bag (Figure 4.1). The resin is injected by gravity after partial or total vacuum has been achieved in the cavity containing the reinforcement. A nearly total vacuum must be avoided, because the resin flow becomes difficult to establish if the fiber volume content is too high. Williams et al. [2] give an interesting review on the main recent developments in this field from the *Vacuum Assisted Resin Infusion* (VARI) process developed by Group Lotus Cars Ltd [3] to *Seeman's Composite Resin infusion Molding Process* (SCRIMP) [4], including many variants of resin infusion now in production. The main advantage of these techniques is their low tooling cost compared to the relatively expensive closed molds required for RTM. The VARI process is especially suited for low production series and large parts.

A related liquid composite molding process known as *RTM Light* consists of injecting the resin at low pressure into a composite or metallic shell mold, while a partial vacuum is achieved in the cavity in order to increase the pressure gradient that drives the resin flow.

During resin injection, deformation of the mold cover facilitates the impregnation of the reinforcement and decreases the filling time. *RTM Light* is well suited for larger production series than resin infusion. The above-mentioned liquid composite molding processes complement each other quite well. The VARI process is used preferably for low production series or for the manufacturing of RTM Light molds. RTM Light is economical for larger production series.

The behavior of the resin during the infusion process is not fully understood yet and most of the time, the processing strategy used in industrial applications is not optimal. Numerical simulations of resin injection can assist in positioning the inlet ports and vacuum intakes, which is especially useful for large and complex parts. Optimal injection strategies can be studied on the virtual model; this reduces prototype testing and process set-up costs. Few attempts have been made in the past to simulate resin infusion. Andersson [5] developed a numerical model in which the impregnation is modeled as a full three-dimensional flow in a porous medium with an anisotropic, space and time-dependent permeability. Unfortunately, this model has not been applied yet to real components. It remains difficult to implement for three-dimensional complex parts and numerical simulations in such parts would be very computer intensive. Joubaud et al. [6] proposed a simple approach to predict the filling of a cavity by VARI. The “flexible permeability” measured in the actual conditions of the infusion process was used with a “rigid mold” RTM software to simulate resin infusion. A good agreement was obtained with numerical predictions in the case of an industrial part. However, the mechanical properties of the mold cover and the variations of thickness during the infusion process were not taken into account. Hammami et al. [7] proposed a unidirectional model of transverse equilibrium condition inside the mold cavity. This approach showed a fairly good agreement between simulation results and infusion experiments.

The goal of this investigation is to propose a precise numerical method to predict the filling of a mold cavity with a deformable cover such as in VARI. This approach takes

into account the variations of thickness, fiber volume fraction and permeability during resin infusion. Firstly, general equations are developed to describe the coupling between the resin flow in the mold and the deformation of the cover. After stating a few restrictive assumptions on this approach, a methodology is presented to simulate numerically the filling of the cavity. Finally, experimental results are compared with simulations to validate the model.

4.3 Analysis of resin infusion through fibrous reinforcement under flexible cover

4.3.1 General considerations about resin flow through porous media

The impregnation of a fibrous reinforcement by a liquid resin is usually modeled as a flow through porous media. The resin used in composite manufacturing can usually be considered as Newtonian fluids, and resin flow modeled with Darcy's Law:

$$v_r = -\frac{\overline{\overline{K}}}{\phi\mu} \nabla(P + \rho_r gz) \quad (4.1)$$

where v_r is the velocity of the resin front, $\overline{\overline{K}}$ the permeability tensor, μ the fluid dynamic viscosity, P the pore pressure, ϕ the porosity of the fibrous reinforcement and ρ_r the fluid density. The acceleration of gravity is denoted by g , and the height of a resin particle by z . Darcy's velocity v_d is related to the average velocity v_r of resin particles by the classical relation:

$$v_r = \frac{v_d}{\phi} \quad (4.2)$$

Since the resin and fibers are incompressible, the continuity equations for the fluid and solid phases can be written as follows:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\phi \rho_r) + \text{div}(\phi \rho_r v_r) = 0 \quad (4.3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}[(1-\phi)\rho_s] + \text{div}[(1-\phi)\rho_s v_s] = 0 \quad (4.4)$$

where ρ_s, ρ_r denote respectively the fiber and resin specific masses and v_s, v_l the fiber and resin absolute velocities. After simplification, the addition of equations (4.3) and (4.4) leads to:

$$\frac{\partial}{\partial t}(1-\phi) + \text{div}[(1-\phi)v_l] + \frac{\partial}{\partial t}\phi + \text{div}(\phi v_l) = 0 \quad (4.5)$$

The resin absolute velocity is related to the interstitial and fiber bed velocities by the relation:

$$v_l = v_s + v_r \quad (4.6)$$

so the final equation of total mass conservation may be written as:

$$\text{div}(\phi v_r) + \text{div}(v_s) = 0 \quad (4.7)$$

Substituting into equation (4.1) gives the general conservation equation for resin flow through a deformable porous medium:

$$\nabla \cdot \left[\frac{\bar{\bar{K}}}{\mu} \nabla (P + \rho_r g z) \right] = \text{div}(v_s) \quad (4.8)$$

4.3.2 Application to resin infusion under flexible cover

In order to determine the advancement of the resin front through the fibrous reinforcement, one has to solve equation (4.8) together with the appropriate boundary and initial conditions at each time step. In rigid molds, the permeability tensor $\bar{\bar{K}}$, the geometry of the mold (particularly the cavity thickness h) and the porosity ϕ of the preform remain constant. In the general case of a deformable cover as illustrated in Figure 4.2, the geometry of the mold and thus, porosity and permeability vary as the resin impregnates the reinforcement. Therefore, Darcy's law needs to be coupled with the mechanical deformation of the cover in order to predict the resin flow.

As stated in the introduction, infusion processes are well suited to manufacture large parts. The thicknesses h and h_c of the cavity and cover are small compared to the other dimensions of the mold. Therefore a two-dimensional analysis can be carried out: it is assumed that the resin will always fill the cavity of the mold throughout the thickness, i.e., no transverse flow will be considered here.

The effect of gravity can most of the time be neglected in a “rigid-mold” RTM simulation in front of the relatively much higher injection pressure applied. The parts manufactured by resin infusion can be rather large; a height of more than 1 meter is not uncommon. For such a part, if a typical polyester resin of density 1200 kg.m^{-3} is used, the gravity term in Darcy’s law is then

$$\Delta p_g = \rho_r g \Delta z = 1200 \text{ Kg} / \text{m}^3 \cdot 9,81 \text{ m} / \text{s}^2 \cdot 1 \text{ m} \cong 12 \text{ kPa}$$

A gravity effect of about 12 kPa cannot be neglected in front of the standard vacuum pressure of about 50 kPa commonly used in resin infusion. This remark includes also the relative height of the resin pot with respect to the mold, from which the gravity pressure must be deduced before numerical simulations are carried out. In the sequel, the gravity term will be omitted in the equations to alleviate the presentation, but an accurate simulation of resin infusion should definitely take into account the gravity effect.

4.3.2.1 Mass conservation equation

Let $M(x, y, z)$ denote a point of the cover and cavity. In this two-dimensional analysis, the in-plane displacements of the reinforcement can be neglected compared to the variations in thickness. Therefore, as noted by Pham et al. [8], the term $\text{div} (v_s)$ on the right-hand side of the continuity equation (4.8) can be expressed in function of the thickness $h(M, t)$:

$$\nabla \left[\frac{\bar{K}(M, t)}{\mu} \nabla (P + \rho_r g z) \right] = \frac{1}{h(M, t)} \frac{\partial h(M, t)}{\partial t} \quad (4.9)$$

4.3.2.2 Mechanical deformation of the cover

The flexible covers commonly used in *Vacuum Assisted Resin Infusion* (VARI) or RTM Light are usually very thin compared to the area of the part. Thus it is possible to consider the cover as a thin shell in order to model its deformation. Thin shell theory has been studied by many authors, one of the most reputed being Timoschenko [9]. The deformation of the mold cover is assumed to be slow (*quasi-static* deformation), and the cover in equilibrium at each time step. The deformations are small compared to the geometrical dimensions of the shell and consist only of a normal displacement $u(M, t)$:

$$u(M, t) = h(M, t) - h_0(M) \quad (4.10)$$

where $h_0(M)$ is the thickness of the cavity before the infusion. The total stress $\sigma^{tot}(M, t)$ applied on the mold cover will also be considered as normal. It can be decomposed between the exterior pressure P_{ext} (usually the atmospheric or autoclave pressure) on the upper face of the cover, and the total stress $\sigma^p(M, t)$ applied by the porous medium on the lower face. Terzaghi's relation is assumed to hold in the resin-saturated zone, i.e., the total stress $\sigma^p(M, t)$ of the porous medium is equal to the sum of the fiber bed stress or compaction pressure $P_c(M, t)$ and the resin pressure $P(M, t)$:

$$\sigma^p(M, t) = P_c(M, t) + P(M, t) \quad (4.11)$$

Hence, the total stress applied on the mold cover can be written as:

$$\sigma^{tot}(M, t) = P_c(M, t) + P(M, t) - P_{ext} \quad (4.12)$$

Under these assumptions, Timoschenko [9] proposed a general set of 3 partial differential equations that govern the equilibrium of an elastic thin shell under normal loading. These equations with appropriate boundary conditions (usually the cover is clamped on its edges) have a unique solution. The solution \hat{F} depends on the mechanical characteristics of the cover and is function of the total stress $\sigma^{tot}(M, t)$ applied:

$$u(M, t) = \hat{F}[P_c(M, t) + P(M, t) - P_{ext}] \quad (4.13)$$

In typical resin infusion processes, the flexible cover consists of a simple plastic bag. In this case, local deflections of the film have little influence on the global deformation. Under this assumption, a one-dimensional model may be sufficient to evaluate the displacements of the plastic film (Hammami et al. [7]). At each point, the cover is in equilibrium between the exterior pressure, the resin pressure and fiber compaction, so the mechanical deformation of the mold cover is determined by the simple following equation:

$$\sigma^{tot}(M, t) = 0 \quad (4.14)$$

4.3.3 Compaction and permeability models

The previous section has exposed the coupling between the mechanical deformation of the cover of equation (4.13) and Darcy's law stated in equation (4.9). The permeability tensor $\overline{\overline{K}}(M, t)$ and the fiber bed stress $P_c(M, t)$, which appear in these equations and characterize the reinforcement, need to be characterized experimentally:

- The **compressibility** of fabrics has been studied by many authors including Robitaille and Gauvin [10], who proposed an empirical model for the transverse compaction pressure P_c applied on a fabric sample in function of the fiber volume content

$$V_f = 1 - \phi$$

$$V_f = a_2 P_c^{b_2} \quad (4.15)$$

where a_2 and b_2 are experimental parameters depending on the particular fabric used.

- The accuracy on **permeability** is a key factor to predict the filling when solving equation (4.9). The permeability of a fibrous reinforcement depends on several factors, the most important being its porosity ϕ . Several analytical models have been proposed to predict the permeability of a fibrous reinforcement [12]. Usually,

experimental measurements are required. The most commonly used empirical model describes permeability in function of fiber volume fraction with a power-law model:

$$K = a_1 V_f^{b_1} \quad (4.16)$$

where the parameters a_1 and b_1 are determined experimentally for each reinforcement. Note that the fiber volume content is related to the thickness of the preform by the relation:

$$V_f = \frac{NA_s}{h\rho_s} \quad (4.17)$$

where A_s is the superficial density of the fabric, h the thickness of the preform, N the number of layers in the cavity and ρ_s the fiber density.

The permeability and compressibility of Rovicore 600/B3/600 mat manufactured by the company Chomarat has been measured following the unidirectional method proposed by Ferland et al [13]. A discussion on the experimental work is presented in Appendix 1. For fiber reinforcements composed of multiple plies, which are commonly used in composite manufacturing, a more elaborated approach is presented in Appendix 2. The important point is that, most of the time, the permeability and compressibility of fibrous reinforcements can be expressed by two explicit functions \hat{K} and \hat{P}_c of the thickness h :

$$\begin{cases} K_i = \hat{K}_i(h(M, t)) \\ P_c = \hat{P}_c(h(M, t)) \end{cases} \quad (4.18)$$

Even if the permeability is actually different at each point $M(x, y, z)$ of the reinforcement, it is assumed to be a piecewise constant function of space.

4.3.4 Summary

The injection of resin under a flexible cover is governed by a combination of different physical phenomena, which can be modeled in the geometrical domain of the mold cavity (S) of equations:

$$(S) \left\{ \begin{array}{l} \frac{\bar{K}(M,t)}{\mu} \nabla [\nabla (P(M,t) + \rho_r g z(M))] = \frac{1}{h(M,t)} \frac{\partial h(M,t)}{\partial t} \\ h(M,t) = \hat{F}(P_c(M,t) + P(M,t) - P_{ext}) + h_0(M) \\ K_i = \hat{K}_i(h(M,t)) \\ P_c = \hat{P}_c(h(M,t)) \end{array} \right.$$

Appropriate boundary conditions on the pressure or flow rate prescribed on part of the boundary are also needed. The next section presents an algorithm to solve this boundary value problem.

4.4 Algorithm to simulate resin infusion under a flexible cover

The injection of resin in a mold containing a deformable cover is governed by a non-linear set of partial differential equations as shown in the previous section. In order to solve this problem and predict the filling of the mold, the solution will be calculated by a step-by-step iterative method. In this section, a general methodology to simulate resin infusion is presented.

In the general case, the system of equations (S) is solved by an iterative method. The time dependent term in the mass-conservation equation can be expressed as indicated below:

$$\frac{1}{h(M,t)} \frac{\partial h(M,t)}{\partial t} = \frac{\partial \ln(h(M,t))}{\partial t} = \frac{\partial \ln \left[h_{i-1}(M) \left[1 + \frac{h(M,t) - h_{i-1}(M)}{h_{i-1}(M)} \right] \right]}{\partial t} \quad (4.19)$$

where $h_{i-1}(M)$ is the thickness at the previous time step. Since the deformations are small, we have

$$h(M,t) - h_{i-1}(M) \ll h_{i-1}(M)$$

Hence it is possible to develop the logarithm term as:

$$\frac{1}{h(M,t)} \frac{\partial h(M,t)}{\partial t} = \frac{\partial \left[\frac{h(M,t) - h_{i-1}(M)}{h_{i-1}(M)} \right]}{\partial t} \quad (4.20)$$

So the mass conservation equation can be written at each time step as follows:

$$\frac{\bar{K}(M)}{\mu} \nabla [\nabla (P_i(M) + \rho_r g z(M))] = \frac{1}{h_{i-1}(M)} \frac{h_i(M) - h_{i-1}(M)}{\Delta t} \quad (4.21)$$

where $h_{i-1}(M)$ is the thickness at the previous time step, $P_i(M)$ and $h_i(M)$ denote respectively the pressure and thickness fields calculated for the i^{th} iteration of the current time step. Equation (4.21) is solved by non-conforming finite elements. The thickness field $h_{i+1}(M)$ is calculated by solving the equation governing the mechanical deformation of the cover with the new pressure scalar field $P_i(M)$. In the sequel, only resin infusion is considered and the deformation of the cover is calculated by solving the one-dimensional equilibrium equation (4.14). The general algorithm for resin infusion under a flexible cover is detailed in Figure 4.6.

4.5 Comparison between numerical experiments and experimental results

In order to validate the models and algorithms proposed in this paper, various injection and infusion tests were performed. Comparisons between experiments and numerical results will be presented in this section.

4.5.1 Experimental set-up for infusion under a plastic bag

The experimental set-up used to perform infusions of test parts is displayed in Figure 4.7. It consists of a rectangular aluminum plate, upon which layers of fibrous reinforcement are deposited. The preform is covered with a thin plastic film, upon which a series of parallel lines are drawn to track the position of the resin front in time. The film is sealed at its boundary, and partial vacuum is applied in the cavity. An absolute pressure sensor is positioned at the inlet to measure the injection pressure. A displacement sensor (LVDT) is also used to measure the deflection of the cover at a designated known position. The mass of resin introduced in the mold is determined with a balance. The random fiber glass mat used in our experiments is weighted before each test to measure its superficial density. Once the preform has been compacted by the level of vacuum applied in the cavity, the inlet port is opened and the fluid begins to impregnate the fibers. A LabView[®] system performs data acquisition, while a camera follows the progression of the resin front during the experiment

Firstly, three experiments were conducted with approximately the same infusion conditions. The reinforcement was a Unifilo random fiber glass mat, the compaction and permeability curves of which are given in Appendix 1. The fluid injected was silicon oil of viscosity $\mu = 0.104$ Pa.s as measured in the laboratory. Figure 4.8 displays a comparison of the flow front progression in time in the cavity. Table 4.1 gives a summary of the main physical parameters involved. Differences in total filling times between experiments are less than 5%, which shows that the experimental procedure is reliable and reproducible. These differences may be explained by variations in the superficial density of the reinforcement as well as by slight differences in the actual vacuum pressure for each experiment. Note also that the atmospheric pressure may change sufficiently with the weather conditions to induce a small, but not irrelevant, variability in the infusion process.

If a rigid mold had been used, the permeability of the reinforcement, the cavity thickness and the fiber volume content would have remained constant during the whole injection. A unidirectional injection at constant pressure in a rigid mold displays a quadratic progression of the fluid in time. This result is commonly observed in unidirectional permeability measurements when Darcy's law holds. The experimental curves displayed in Figure 4.8 are not quadratic, as would be obtained in a rigid mold. This demonstrates that accurate numerical simulations of resin infusion must take into account the deformations of the mold cover.

4.5.2 Comparison between experimental measurements and numerical simulations

For each experiment, the general algorithm presented in the previous section was used to simulate the infusion of a rectangular test plate for the material and process parameters of Table 4.1. Figures 4.9, 4.10 and 4.11 display comparisons between simulations and experiment 2 for the progression of the flow front, the thickness at the sensor position and the fluid volume introduced in the cavity. A very good agreement with numerical predictions is observed for each of these parameters, except in Figure 4.10 for the thickness of the cavity at the sensor position at the beginning of the infusion process. This variation, which occurs only until the fluid overpasses slightly the sensor position, may be explained by a delay in the compaction of the preform. Note that local variations of superficial density, which are commonly observed for fiber glass mats, could also be a source of experimental errors. The conservation of resin mass is a key issue in the validation of a mold filling algorithm. In this respect, it is interesting to note in Figure 4.11 that the error made on the volume of resin introduced in the mold remains always lower than 5%.

Various infusions were also performed with different vacuum pressures, resin viscosities and preform sample sizes. In each case, the numerical simulations were in good

agreement with experimental results. A validation of the methodology presented here was carried out in Figure 4.12 for a part with a more complex geometry and containing a convergent-divergent channel. Figure 4.13 displays a comparison of the resin progression at different times between the experimental infusion, the numerical simulation of infusion under flexible cover and the “rigid-mold” algorithm of the commercial software PAM-RTM (www.esi-group.com). In this “rigid-mold” simulation, the thickness of the cavity and the fiber volume content remained constant. The constant permeability of the preform was calculated from the compaction curve of the reinforcement and the injection pressure was set as the vacuum pressure of the infusion process. These results demonstrate clearly that numerical simulations must take into account the flexibility of the plastic bag to give accurate results. Note that for identical process parameters, the filling time predicted by the “rigid-mold” algorithm is longer than that of the infusion process. As a matter of fact, the thickness of the part varies during the progression of the resin front, so the permeability of the fabric increases and hence, the resin velocity is higher than what would be predicted in a “rigid-mold”.

4.6 Conclusions

A general methodology to simulate resin infusion under flexible cover has been presented, which takes into account the deformations of the mold cover during the infusion process. The exterior pressure, resin pressure and preform compressibility come into play in the equations that govern the infusion process. The mathematical equations governing these physical phenomena have been developed, and the hypotheses limiting the validity of this approach have been discussed. Comparisons between experimental measurements performed in the laboratory and numerical simulations showed a good agreement. Thanks to the flexibility of the mold cover, for identical material and process parameters resin infusion is faster than “rigid-mold” injections like in the RTM process.

In conclusion, it is possible to simulate with a fairly good accuracy *Vacuum Assisted Resin Infusion* (VARI) with the algorithm presented here.

The key issue to obtain good results with this approach is to provide accurate models of both the permeability and compressibility characteristics of the fibrous reinforcement. Precise information on the actual injection pressure is also very important, because small variations of this parameter can induce significant changes on the total filling time. Measurement of this parameter at the injection port or an estimation of the pressure loss in the injection system is required for accurate predictions of the total fill time.

The algorithm presented here does not simulate the relaxation of the mold cover at the end of the infusion process. When both the injection and vacuum ports are closed, the resin pressure in the mold reaches equilibrium. This induces variations in the local thickness of the part at the end of mold filling. In order to predict the final thickness of the part, a simulation of this phenomenon coupled with the curing of the resin would be required. This approach is also limited by the assumptions that no transverse resin flow occurs and that the fibrous preform occupies the whole cavity throughout the thickness. However, in some situations, for example when an injection pressure is applied at the inlet gate, the cavity thickness may become higher than the natural thickness of the reinforcement (i.e., the free thickness of the preform without consolidation of any kind). In such a case, the resin will flow through two different media (the air and the preform), and transverse flows can no longer be neglected. A more elaborate model is necessary to simulate this kind of phenomenon.

4.7 Acknowledgments

This work was supported financially by the *National Science and Engineering Research Council* of Canada (NSERC), the *Fonds Québécois de Recherche sur la Nature et les*

Technologies (FQRNT), and by ESI-Group for the software simulations performed with PAM-RTM (www.esi-group.com). Authors are especially thankful to Christian Charles Martel who set up the experimental measurements. The Department of Mechanical Engineering, École Polytechnique, is also acknowledged for its support to the composite laboratory.

4.8 References

1. Marco Method, US Patent No 2495640 (1950).
2. C. Williams, J. Summerscales and S. Grove, "Resin Infusion under Flexible Tooling: a Review.", Composites, **27A**, 517-524, (1996).
3. Group Lotus car Ltd. "Vacuum Molding Patent", GB Patent No 1432333, (1972).
4. W. H. Seaman, "Plastic Transfer Molding techniques for the production of fiber Reinforced plastic structures", US Patent No. 4902215, (1989).
5. H. M. Andersson, Licentiate Thesis: "Vacuum infusion of Polymer Composites", Department of Mechanical Engineering, Lulea University of Technology Sweden (2001).
6. L. Joubaud, F. Trochu and J. Le Corvec, "Analysis of Resin Flow under Flexible Cover in Vacuum Assisted Resin infusion (VARI)", accepted in Journal of Advanced Materials (2003).
7. A. Hammami and B. R. Gebart, "Analysis of the Vacuum Infusion Molding Process", Polymer Composites, **21**, 28 (2000).
8. X. T. Pham and F. Trochu, "Simulation of Compression Resin Transfer Molding with Displacement Control", Journal of reinforced Plastics and Composites, **17**, 1525-1556, (1998).
9. S. Timoshenko. Theory of plates and shell, 2nd Ed, McGraw-Hill, New York, 580, (1951).

10. F. Robitaille and R. Gauvin, "Compaction of Textile Reinforcements for Composites Manufacturing. I: Review of Experimental Results", Polymer Composites, **19**, 198-216, (1998).
11. S. Bickerton, M. J. Buntain and A. A. Somashekar, "The Viscoelastic Compression Behavior of Liquid Composite Molding Preforms", 34th International SAMPE Technical Conference, (2002).
12. F. A. L. Dullien, Porous Media-Fluid Transport and Pore Structure, Academic Press, 396, (1979).
13. P. Ferland, D. Guittard and F. Trochu, "Concurrent Methods for Permeability Measurements in Resin Transfer Molding", Polymer Composites, **17**, 149-158, (1996).
14. S. G. Advani and M. Sozer "Process Modeling in Composite Manufacturing", New York, Marcel Dekker, Inc., (2002).

4.9 List of figures

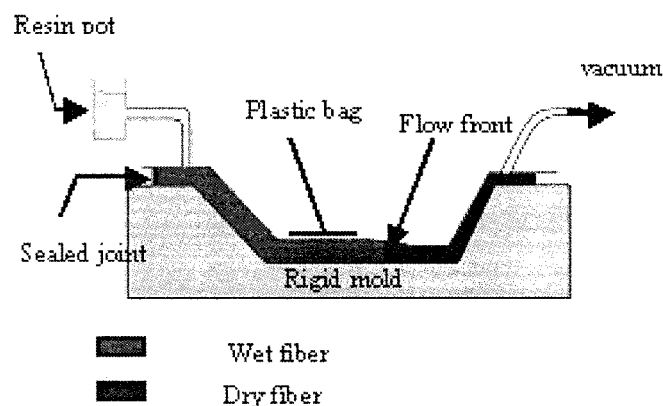


Figure 4.1 : Schematics of the “Vacuum Assisted Resin infusion” process.

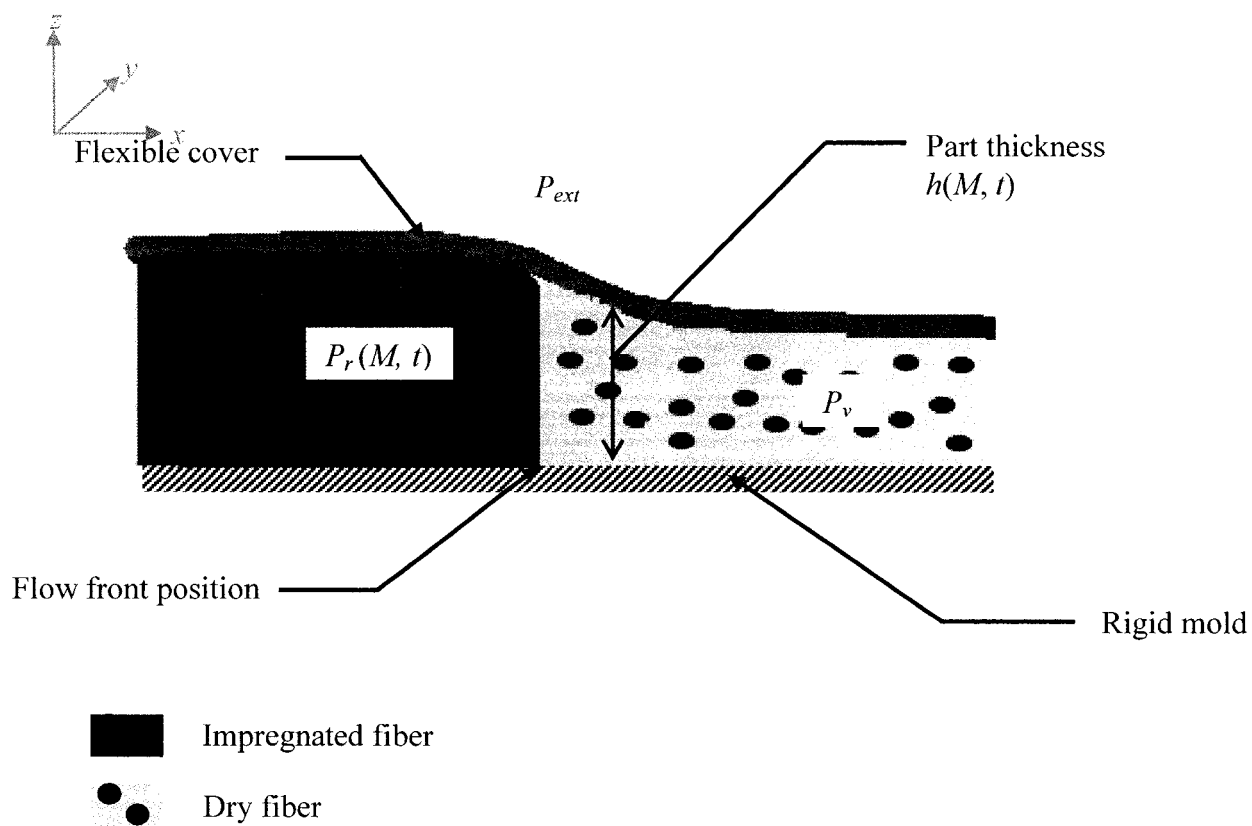


Figure 4.2 : Representation of the resin flow front under a flexible cover.

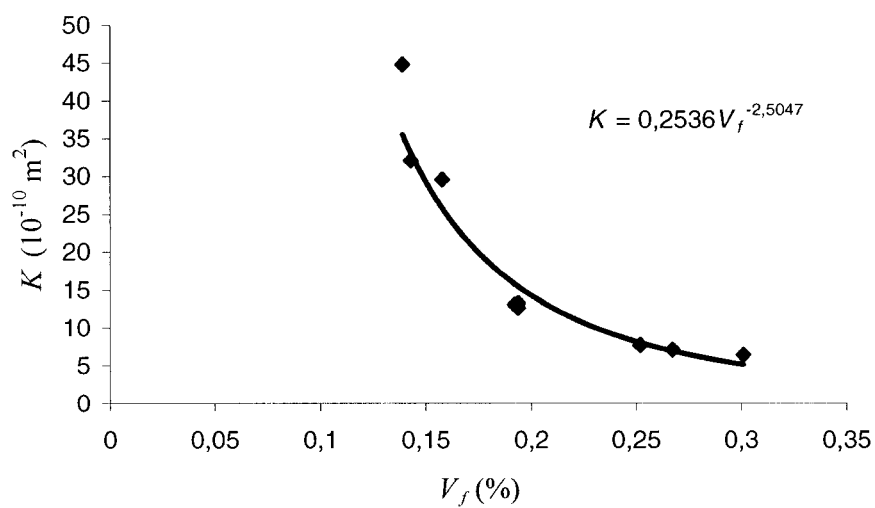


Figure 4.3 : Permeability curve of the Rovicore 600/D3/600.

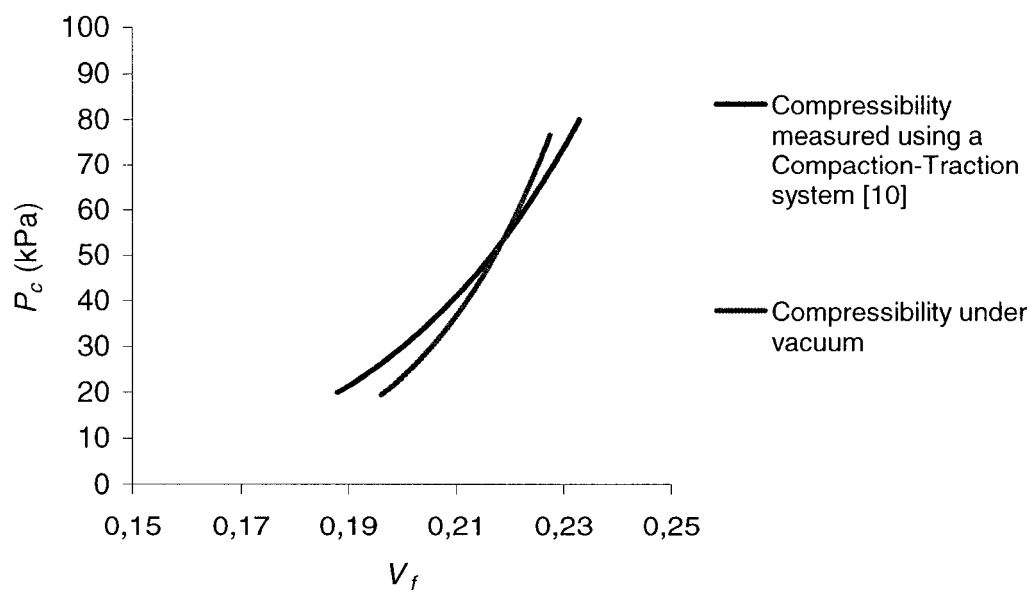


Figure 4.4 : Compaction curve of the Rovicore 600/D3/600.

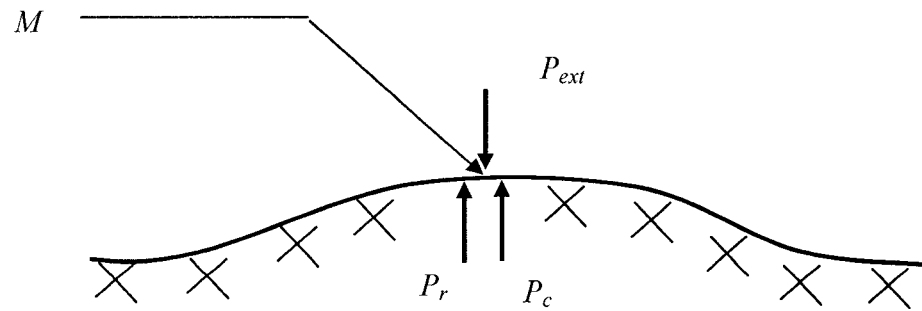


Figure 4.5 : Equilibrium state of the flexible cover.

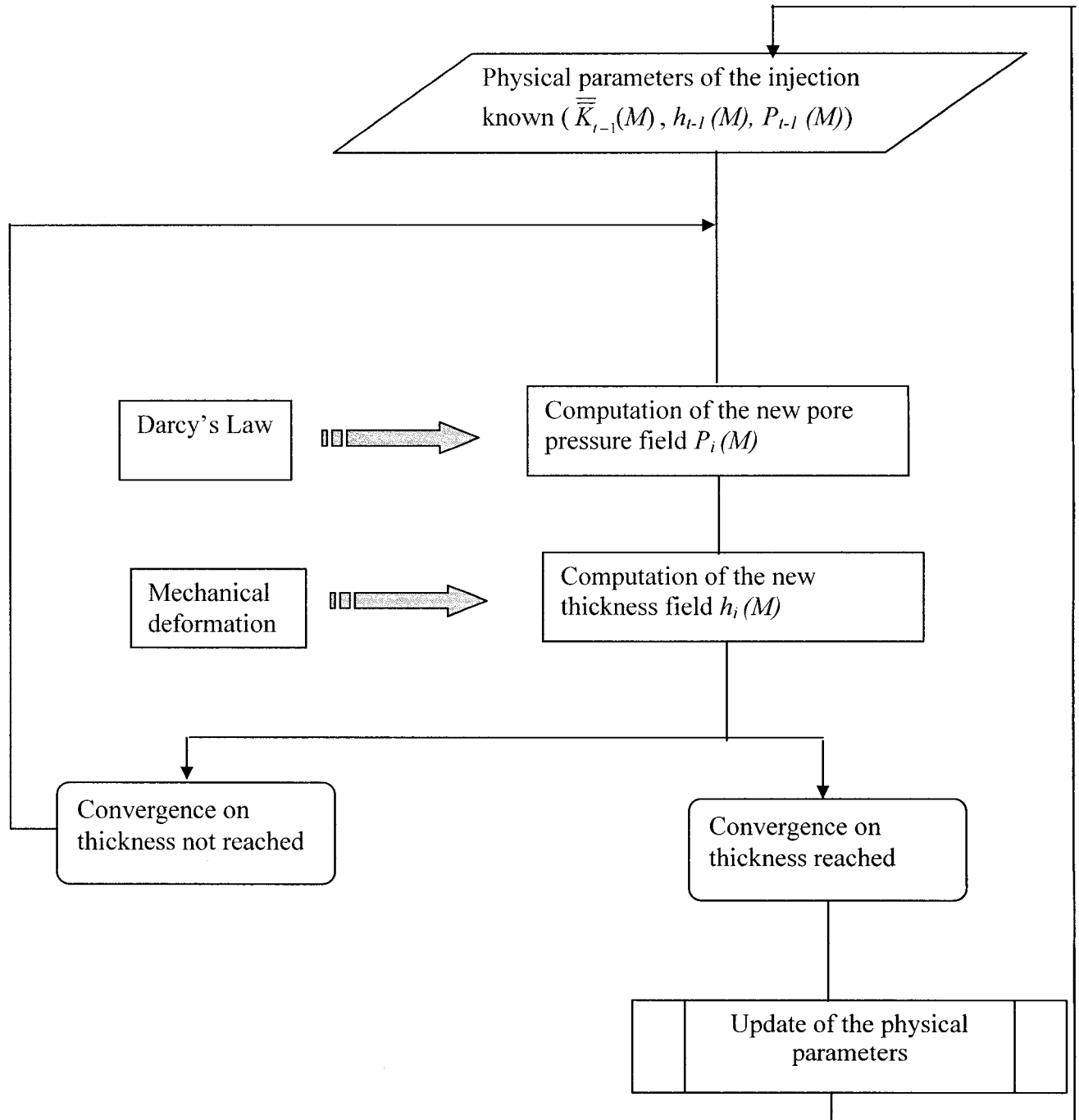


Figure 4.6 : General algorithm to simulate resin infusion under a flexible cover.

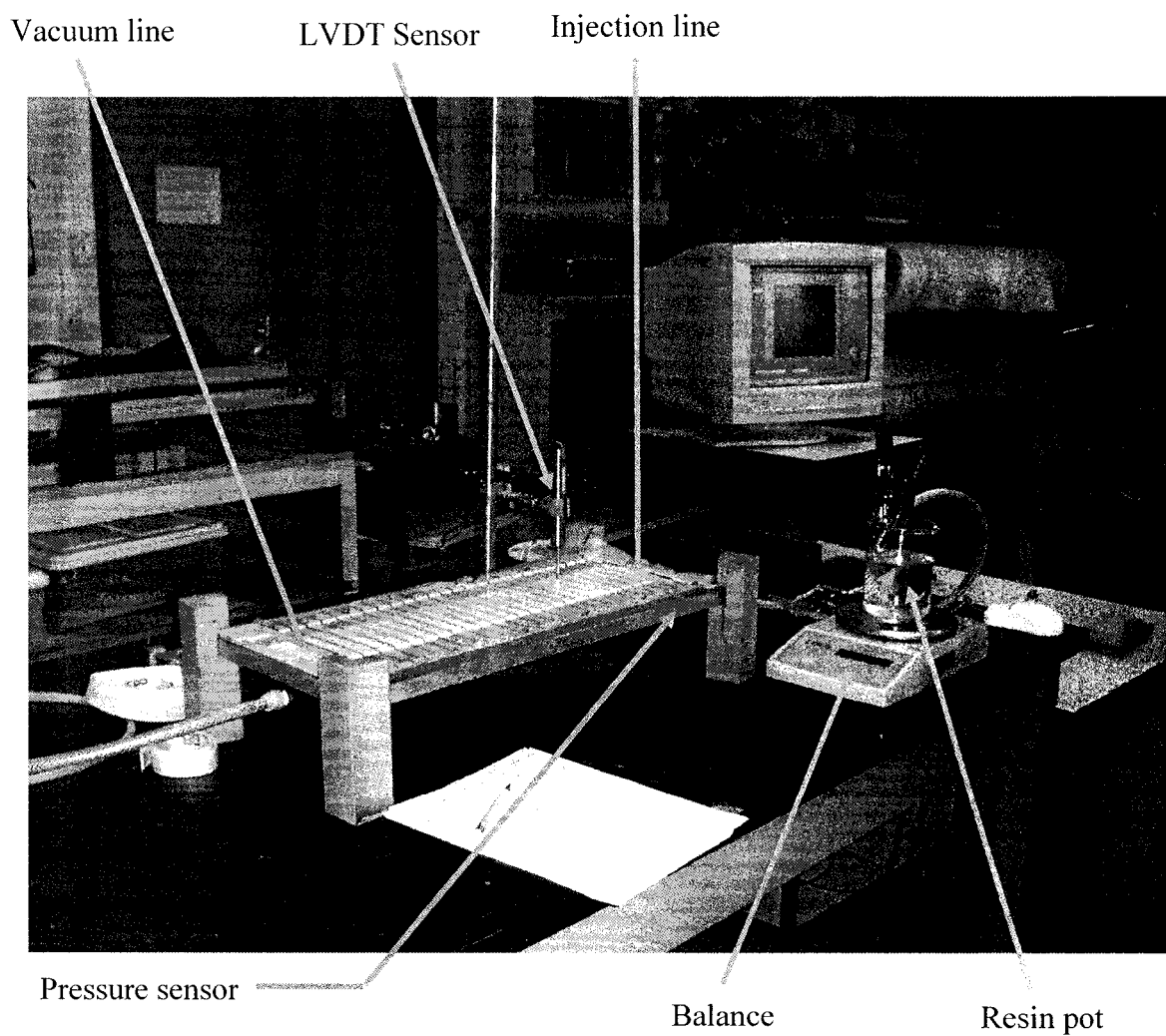


Figure 4.7 : Experimental set-up for resin infusion tests under plastic bag.

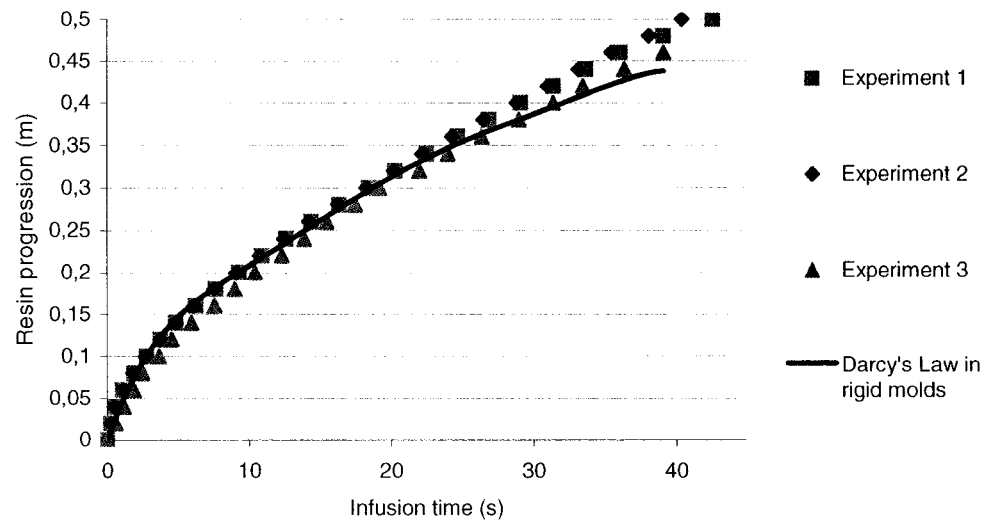


Figure 4.8 : Comparison of the progression of the flow front in experiments 1, 2 and 3.

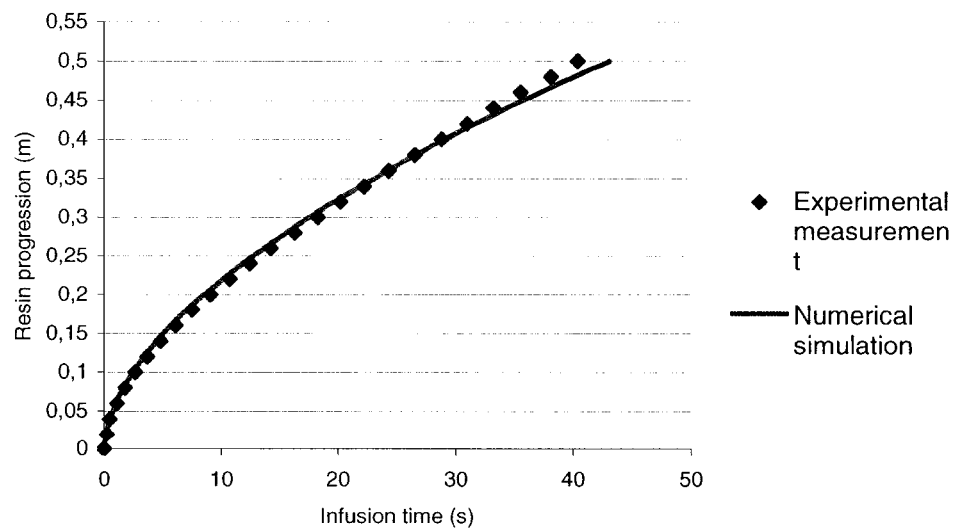


Figure 4.9 : Comparison of resin progression with time between experiment 2 and numerical simulation.

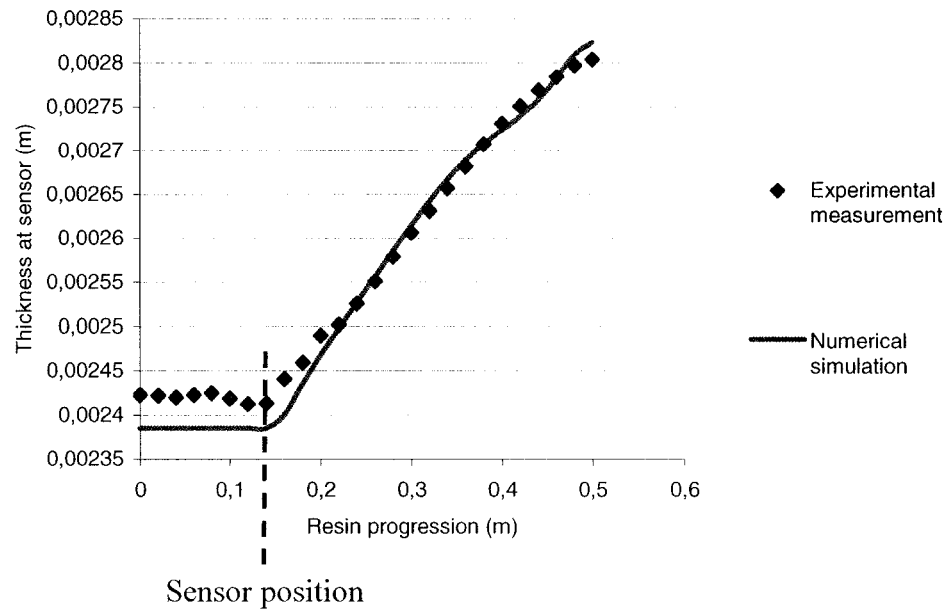


Figure 4.10 : Comparison of thickness at sensor position in function of resin progression between experiment 2 and numerical simulation.

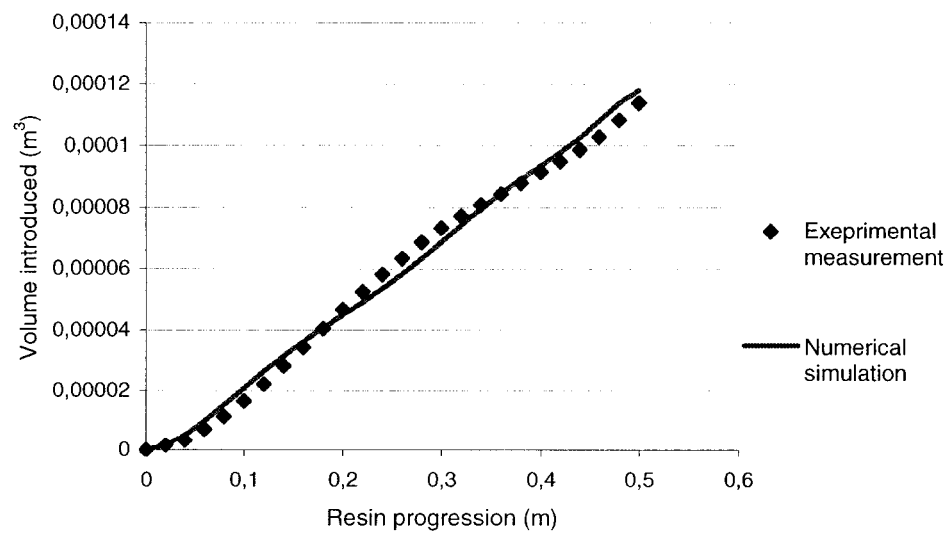


Figure 4.11 : Comparison of volume introduced in the mold in function of resin progression between experiment 2 and numerical simulation.

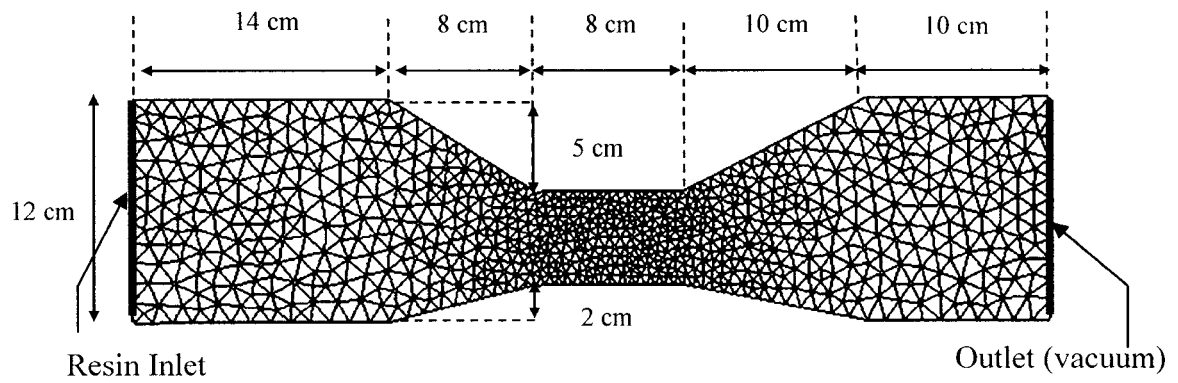


Figure 4.12 : Mesh of a convergent-divergent part.

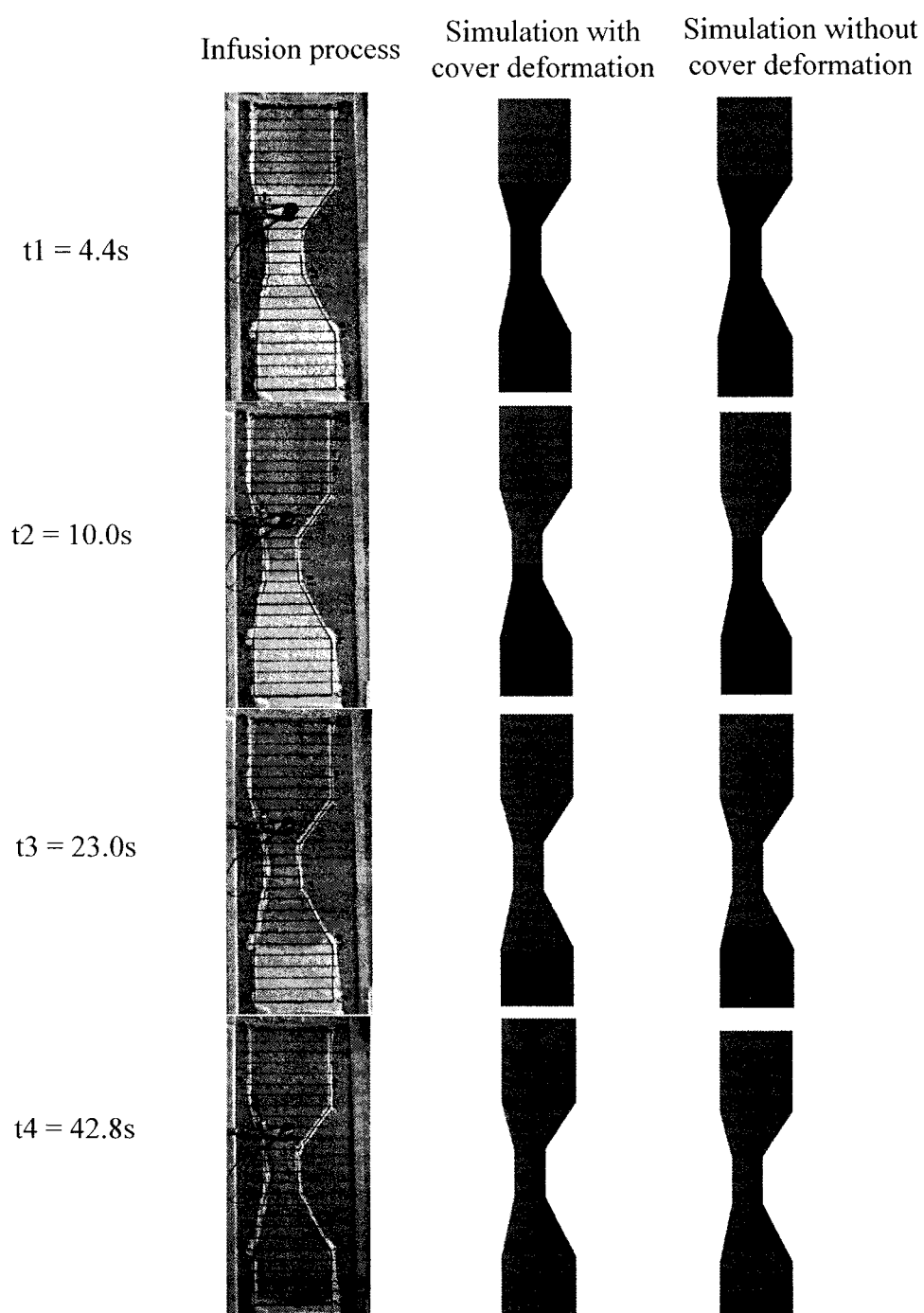


Figure 4.13 : Comparison between numerical simulations and the infusion process for a convergent-divergent part.

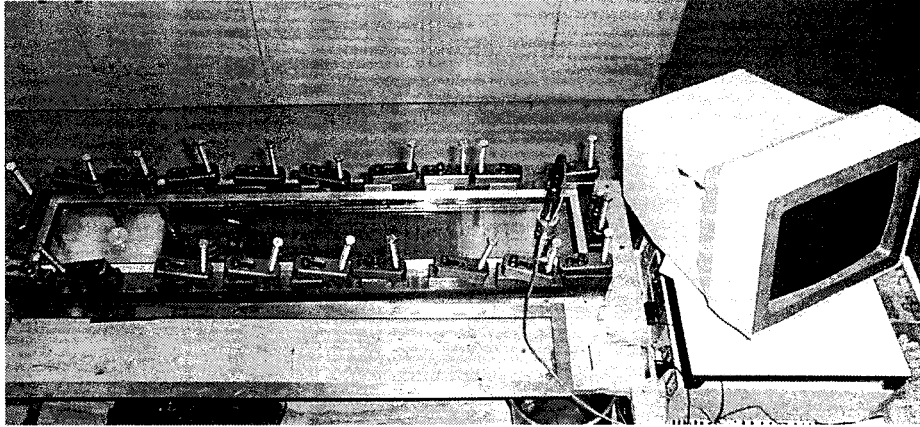


Figure 4.14 : Experimental set-up for unidirectional permeability measurements at constant pressure.

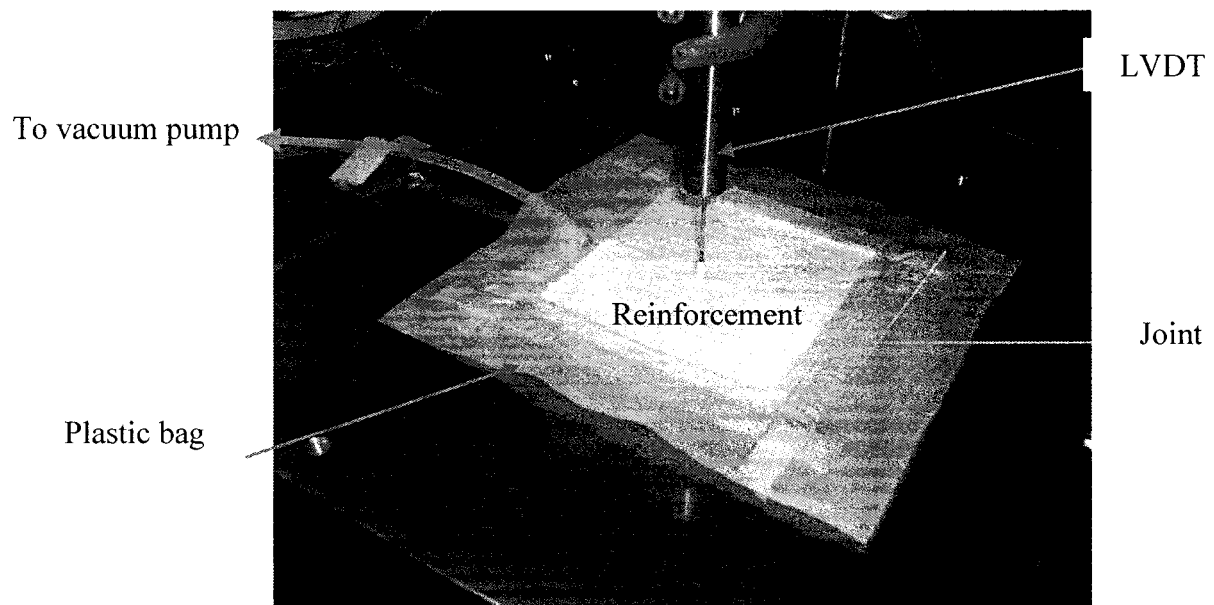


Figure 4.15 : Experimental set-up for compressibility measurements under vacuum.

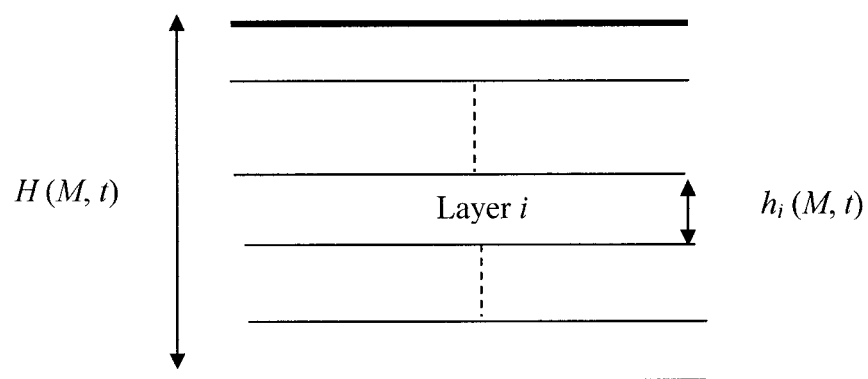


Figure 4.16 : Multiple-layer preform.

4.10 List of tables

Table 4.1 : Summary of material and process parameters of numerical simulations.

Experiment	1	2	3
Sample weight (g)	43.2	42.7	41.5
Sample superficial density (g/m ²)	830.76	821.16	830
Injection pressure (kPa)	97.5	96.5	96.5
Vacuum pressure (kPa)	52	50	48
Exterior pressure (kPa)	100.4	100.5	101.3
Fluid viscosity (Pa.s)	0.104	0.104	0.104

Table 4.2 : Experimental measurement of permeability for the Rovicore 600/D3/600.

	m (g)	h (mm)	A_s (g/m ²)	V_f (%)	K (10 ⁻¹⁰ m ²)
Experiment 1	34,8	1,97	1160	25,2	7,67
Experiment 2	36,8	1,97	1226	26,7	7,08
Experiment 3	42,6	1,97	1420	30,1	6,42
Experiment 4	38,11	3,94	1270	13,9	44,8
Experiment 5	39,2	3,94	1308	14,3	32,1
Experiment 6	43,5	3,94	1452	15,8	29,6
Experiment 7	40,09	2,96	1336,6	19,38	13,23
Experiment 8	40,08	2,96	1336	19,37	12,65
Experiment 9	39,79	2,96	1326,6	19,23	13,08

Table 4.3 : Experimental measurement of compressibility for the Rovicore 600/D3/600.

Experiment 1		$m = 23.0\text{g}$ $A_s = 1597 \text{ g/m}^2$				
$P_c(\text{kPa})$		20	40	50	60	80
$h \text{ (mm)}$	Compaction 1	3.97	3.51	3.36	3.25	3.09
	Relaxation 1	3.45	3.22	3.17	3.15	3.09
	Compaction 2	3.71	3.37	3.27	3.2	3.07
	Relaxation 2	3.42	3.2	3.15	3.12	3.07
	Compaction 3	3.68	3.35	3.25	3.18	3.06
	Relaxation 3	3.39	3.18	3.14	3.11	3.06

Experiment 2		$m = 20.42\text{g}$ $A_s = 1418 \text{ g/m}^2$				
$P_c(\text{kPa})$		20	40	50	60	80
$h \text{ (mm)}$	Compaction 1	3.82	3.29	3.07	2.97	2.73
	Relaxation 1	3.07	2.85	2.8	2.77	2.73
	Compaction 2	3.4	3	2.9	2.81	2.69
	Relaxation 2	2.98	2.79	2.75	2.72	2.69
	Compaction 3	3.26	2.94	2.86	2.78	2.67
	Relaxation 3	2.96	2.78	2.74	2.7	2.67

Experiment 3		$m = 22.85\text{g}$ $A_s = 1587 \text{ g/m}^2$				
$P_c(\text{kPa})$		20	40	50	60	80
$h \text{ (mm)}$	Compaction 1	4.18	3.61	3.42	3.29	3.09
	Relaxation 1	3.4	3.19	3.15	3.12	3.09
	Compaction 2	3.7	3.35	3.26	3.17	3.05

Relaxation 2	3.35	3.14	3.11	3.08	3.05
Compaction 3	3.6	3.27	3.19	3.11	3.01
Relaxation 3	3.31	3.11	3.08	3.05	3.01

4.11 Appendix I : Methodology of permeability and compressibility measurements

In this section, techniques to determine the permeability and compressibility characteristics of the reinforcement Rovicore 600/D3/600 manufactured by Chomarar are presented.

4.11.1 Permeability measurements

Permeability measurements have been performed using an experimental set-up designed to perform unidirectional injections at constant pressure (Figure 4.14). The fluid used was silicon oil and the interpretation of the measurement is based on the methodology presented by Ferland et al. [13]. Firstly, measurements in the warp and weft direction of the reinforcement showed that the Rovicore 600/D3/600 was isotropic. Then experiments were performed for various fiber volume contents to determine the permeability in function of the fiber volume content. The results are summarized in Table 4.2, where m and A_s are the weight and superficial density of the fabric sample, h denotes the thickness of the cavity, and K is the measured permeability. Figure 4.3 displays the permeability curve of the Rovicore 600/D3/600. The permeability of the fabric can be described with a pretty good accuracy by the power-law model of equation (4.19) obtained by least-square interpolation:

$$K = 1,389.10^4 V_f^{-2,3084} \quad (4.19)$$

4.11.2 Compressibility measurements

The parameters a_2 and b_2 introduced in equation (4.17) must be determined experimentally for each reinforcement. The classical process developed by Robitaille et al. [10] involves the use of a MTS compaction-traction system. Experiments based on this approach can be difficult to perform. The compressibility under vacuum of the Rovicore 600/D3/600 has been measured using the simple set-up of Figure 4.15 and compared with previous results obtained by the classical procedure. It is important to notice that the first compaction of the fiber is quite different than the following ones. For this reason, at least 3 compactations and relaxations cycles were performed for each fabric sample. The results for the Rovicore 600/D3/600 of Table 4.3 show a good reproducibility using this set-up and are fairly accurate when compared with those obtained by the compaction-traction method of Figure 4.4. The parameters a_2 and b_2 have been determined from the second and third compactations, so that finally the compressibility of the Rovicore 600/D3/600 can be approximated by the following equation:

$$P_c = 6.10^7 \cdot V_f^{9,210} \quad (4.20)$$

4.12 Appendix II : Permeability and compressibility models for multiple layers reinforcements

The case of a preform containing N layers of reinforcement with known compressibility and permeability characteristics is examined here (Figure 4.15). Advani et al. [14] proposed the following model for the effective permeability $K_{eff}(M, t)$, of a stack of N reinforcement layers :

$$K_{eff} = \frac{1}{H(M, t)} \sum_{n=1}^N h_n(M, t) \cdot k_n(M, t) \quad (4.21)$$

where $h_n(M, t)$ and $k_n(M, t)$ are the thickness and permeability of the n^{th} layer. The power-law empirical model proposed by Gauvin et al. [10] for the compressibility of fabrics can be applied to each layer:

$$V_{f,n}(M, t) = a_n P_c^{b_n}(M, t) \quad (4.22)$$

where the fiber volume contents $V_{f,n}$ can be related to the thickness by the relation (4.23):

$$V_{f,n}(M, t) = \frac{A_{s,n}}{h_n(M, t) \cdot \rho_{s,n}} \quad (4.23)$$

Here $A_{s,n}$ denotes the superficial density of the layer i and $\rho_{s,n}$ is the fiber density. Combining equations (4.22) and (4.23), it is possible to determine the total thickness $H(M, t)$ of the stack of layers as follows:

$$H(M, t) = \sum_{n=1}^N \left(\frac{A_{s,n}}{\rho_{s,n}} \cdot \frac{1}{a_n P_c^{b_n}(M, t)} \right) \quad (4.24)$$

Inversing this explicit function leads to function \hat{P}_c , which gives the compaction pressure applied on a preform in function of its thickness. The effective permeability of multiple-layer reinforcement in function of thickness can easily be derived by determining

$$h_n = \hat{P}_{c,n}^{-1} \left[\hat{P}_c(H(M, t)) \right] \quad (4.25)$$

$$k_n(M, t) = \hat{k}_n(h_n) = \hat{k}_n(\hat{P}_{c,n}^{-1} \left[\hat{P}_c(H(M, t)) \right]) \quad (4.26)$$

and substituting the above expressions in equation (4.21). In conclusion, for multiple-layer reinforcement, two explicit functions \hat{P}_c and K_{eff} describing respectively the compaction and permeability in function of thickness, can be determined from the characteristics of each layer.

CHAPITRE 5

DISCUSSION GÉNÉRALE

Les deux chapitres précédents ont présentés sous la forme de deux articles de revues deux approches bien distinctes permettant de simuler une infusion de résine sous paroi flexible. Pour des raisons de forme, la présentation de ces méthodes a parfois dû être succinctes. Dans ce chapitre, un bref résumé des différentes caractéristiques de chacune des méthodes est présenté et les différences majeures dans leur domaine d'utilisation sont rappelées.

La première approche a été développée alors qu'aucun outil de simulation numérique du VARI n'était encore disponible. L'objectif était alors de pouvoir réaliser des simulations numériques valable sans écrire un code de calcul complètement nouveau. C'est pourquoi, cette méthode utilise des outils initialement conçus pour le RTM. Il s'agit de prendre en compte la capacité de la paroi à se déformer en modifiant globalement la perméabilité du renfort. La notion de perméabilité flexible a ainsi été introduite. Cette perméabilité flexible permet de réaliser une moyenne dans le temps et dans l'espace de l'influence des déformations du contre-moule. Deux méthodes pour la déterminer ont alors été proposées. La première expérimentale demande d'effectuer une mesure de perméabilité dans des conditions aussi proches que possible que celles d'une infusion réelle. L'annexe I précise la procédure a employée lors d'une telle mesure. L'autre approche, analytique, tient compte de la compressibilité de la préforme et du taux de vide imposé dans la cavité. Cette méthodologie a été appliquée à une pièce industrielle réelle et des comparaisons entre la simulation numérique et l'injection réelle ont donné de bons résultats. Cette technique a l'avantage ne pas nécessiter de nouvel algorithme spécifiquement destiné au VARI mais ne permet pas de connaître l'évolution de l'épaisseur du renfort au cours de l'injection.

La seconde approche est beaucoup plus novatrice. Un modèle mathématique général a été proposé pour prendre en compte les déformations du contre moule en fonction de la compaction du renfort. Il est fondé sur l'étude de l'écoulement d'un fluide newtonien dans un milieu poreux sous l'action d'une compression. La progression de la résine dans la fibre est gouvernée par la loi de Darcy associée à l'équation de conservation de la masse solide et fluide au cours de la déformation. Un simple bilan des forces à travers l'épaisseur du composite est suffisant lorsque la paroi est constituée d'un film plastique. Dans cette méthode, et contrairement à l'approche fondée sur l'utilisation de la perméabilité flexible, les grandeurs physiques qui gouvernent l'écoulement telle que la porosité, la perméabilité du renfort et l'épaisseur de la cavité sont recalculées à chaque pas de temps et en chaque point de la pièce. Il est ainsi possible non seulement de prédire convenablement la progression de la résine, mais également de connaître l'évolution du champ de pression ou les variations d'épaisseurs du renfort.

Si la seconde méthode apparaît finalement comme beaucoup plus générale (elle généralise même une injection RTM classique), elle reste néanmoins plus complexe à utiliser. Tout d'abord, il est important de noter que des caractérisation complètes du renfort pour la perméabilité et pour la compressibilité sont nécessaires afin d'utiliser cette méthode. L'annexe II présente à ce sujet les procédures à utiliser pour réaliser ces caractérisations. Ensuite, elle nécessite un plus grand nombre de calcul à chaque pas de temps. Ceci peut devenir un problème pour simuler des pièces dont la maillage comporte un grand nombre d'éléments, le temps de calcul pouvant alors devenir très important. D'une manière générale, il est bon d'utiliser en première approximation la notion de perméabilité flexible (que l'on peut éventuellement étendre lorsque le contre-moule utilisé est semi-rigide) et, si des raffinements sont nécessaires ou pour des zones particulières de la pièce, on pourra utiliser avec succès le code développé spécifiquement pour simuler des infusions.

CONCLUSION

Ce travail a porté sur l'étude de procédés de fabrication de matériaux composites dérivés du RTM, tels que l'infusion de résine dans un moule à paroi flexible. Dans ce type de procédés, la résine polymère est injectée après qu'un vide total ou partiel ait été réalisé dans la cavité contenant le renfort.

L'objectif initial était de réaliser un logiciel de simulation numérique fiable du procédé VARI (« *Vacuum Assisted Resin Transfer Molding* ») afin d'aider les concepteurs dans le choix d'une stratégie d'infusion optimale. En effet, un outil de prédiction donne des informations importantes avant la fabrication réelle d'une pièce et permet d'économiser un temps de mise au point précieux. Le travail a comporté différentes étapes distinctes. Tout d'abord, une analyse du procédé a permis de comprendre les points critiques qui régissent l'infusion de résine et qui diffèrent d'une injection RTM dont les méthodes de simulation numérique sont maintenant connues. Les renforts peuvent être caractérisés par leur perméabilité et leur compressibilité. Ces propriétés sont très variables d'un renfort à l'autre et il n'existe pas de modèle général permettant de les caractériser. Des mesures expérimentales sont le plus souvent nécessaires pour déterminer ces paramètres. Il faut également retenir qu'au cours d'une infusion, la paroi flexible se déforme sous l'effet de la pression de la résine et de la compaction du renfort. Cette déformation dépend des caractéristiques mécaniques de la paroi s'il s'agit d'une coque métallique composite ou d'une membrane élastique et entraîne des variations locales dans l'épaisseur, la perméabilité et la compressibilité de la préforme. Ces différents paramètres influencent beaucoup la capacité de la résine à imprégner les fibres et par conséquent, le temps de remplissage de la cavité. C'est pourquoi ils doivent être pris en compte pour réaliser une simulation.

Une première approche utilisant des outils initialement conçus pour le RTM a été proposée. Il s'agit de prendre en compte la capacité de la paroi à se déformer en modifiant globalement la perméabilité du renfort. La notion de perméabilité flexible a ainsi été introduite. Deux méthodes pour la déterminer ont été proposées. L'une expérimentale demande d'effectuer une mesure de perméabilité dans des conditions aussi proches que possible que celles d'une infusion réelle. L'autre approche, analytique, tient compte de la compressibilité de la préforme et du taux de vide imposé dans la cavité. Cette méthodologie a été appliquée à une pièce industrielle réelle et des comparaisons entre la simulation numérique et l'injection réelle ont donné de bons résultats. Cette technique a l'avantage ne pas nécessiter de nouvel algorithme spécifiquement destiné au VARI mais ne permet pas de connaître l'évolution de l'épaisseur du renfort au cours de l'injection.

Ensuite, un modèle mathématique général a été proposé. Il est fondé sur l'étude de l'écoulement d'un fluide newtonien dans un milieu poreux sous l'action d'une compression. La progression de la résine dans la fibre est gouvernée par la loi de Darcy associée à l'équation de conservation de la masse solide et fluide au cours de la déformation. Cet écoulement est couplé à la déformation mécanique de la paroi pour laquelle différents modèles ont été proposés. Un simple bilan des forces à travers l'épaisseur du composite est suffisant lorsque la paroi est constituée d'un film plastique. La théorie des coques permettra, dans un cas plus général, de déterminer avec précision les déformations et de prendre en compte les caractéristiques élastiques du moule. Le modèle théorique a permis dans ce mémoire de programmer en langage C++ un module de simulation spécifique du VARI qui dans le cas d'un film plastique a été validé par comparaisons avec des essais expérimentaux. Il est ainsi possible non seulement de prédire convenablement la progression de la résine, mais également de connaître l'évolution du champ de pression ou les variations d'épaisseurs du renfort.

L'utilisation de ce module de calcul nécessite la connaissance des courbes de perméabilité et de compressibilité du renfort en fonction du taux de fibres. La densité surfacique de la préforme, le taux volumique des fibres et la viscosité de la résine sont requis pour mener ce genre de simulation. Les paramètres qui gouvernent l'infusion sont les suivants : les valeurs de taux de vide et de pression extérieure (souvent la pression atmosphérique), ont une grande influence sur les temps de remplissage calculés. Lorsque ces différents paramètres sont connus, il est possible de réaliser des simulations numériques précises pour des pièces de géométrie quelconque.

Un certain nombre de limitations ont néanmoins été observées. Dans l'industrie, la plupart des pièces composites sont minces par rapport à leur surface. C'est pourquoi les modèles proposés sont uniquement bidimensionnels. Il est possible que l'approche proposée ici doive être raffinée dans le cas de pièces composites épaisses ou à « âme sandwich ». L'analyse n'a également tenu compte que des déformations du renfort dans le sens de l'épaisseur sous l'effet des pressions de résine et de compaction, mais un autre type de déformation peut parfois être observé. Il s'agit de déformations sous l'action de l'écoulement de la résine, en particulier lorsqu'une injection est réalisée à haut débit dans le procédé RTM Light. Dans ce cas, la résine s'écoule dans deux milieux distincts: le renfort et l'espace libre compris entre la paroi et la préforme. Lorsque l'espace libre est suffisamment petit, une équation de Darcy équivalente peut être utilisée, mais cette méthode reste limitée à des cas particuliers. Dans le cas général, il faudra étudier le couplage entre les équations gouvernant l'écoulement dans chaque région, soit l'équation de Navier-Stokes dans l'espace libre et l'équation de Darcy dans le milieu poreux.

REFERENCES

1. ANDERSSON, H. M. 2001. *Vacuum infusion of Polymer Composites*. 66p.
Thèse de Licence en génie mécanique, Lulea University of Technology Suède.
2. BEAR, J. 1988. *Dynamics of Fluids in Porous Media*. New York: American Elsevier Pub. Co. 764p.
3. BICKERTON, S., BUNTAIN, M. J., SOMASHEKAR, A. A. 2002. "The Viscoelastic Compression Behavior of Liquid Composite Molding Preforms". 34th *International SAMPE Technical Conference*.
4. BRUSCHKE, M. V., ADVANI, S. G. 1990. "A finite element/volume control approach to mould filling in anisotropic porous media". *Polymer Composites*. 11. 291-304.
5. CAUCHOIS, J.-P. 1997. *R.T.M. Process*. Editions Syntech. 228p.
6. CORDEN, T. J., RUDD, C.D. 1997. "Permeability Measurements And Modeling Techniques for Vacuum Infusion". Fifth International Conference on Automated Composites, ICAC 97. 231-242.
7. DIALLO, M. L., GAUVIN, R., TROCHU F. 1998. "Experimental Analysis and Simulation of Flow Through Multi-Layer Fiber Reinforcements in liquid Composite Molding". *Polymer Composites*. 19. 246.
8. DULLIEN, F. A. L. 1979. *Porous Media-Fluid Transport and Pore Structure*. New York : Academic Press. 396p.

9. FERLAND, P., GUITTARD, D., TROCHU, F. 1996. "Concurrent Methods for Permeability Measurements in Resin Transfer Molding". *Polymer Composites*. 17. 149-158.
10. GARRIGUES, J. 1999. *Statique des coques élastiques*. [En Ligne]. <http://esm2.imt-mrs.fr/gar/coqhtml/> (Page consultée le 25 Avril 2003).
11. GAUVIN, R., TROCHU, F. 1998. "Key issues in numerical simulation for Liquid composite molding processes". *Polymer Composites*. 19. 233-240.
12. GAUVIN, R., TROCHU, F., LEMENN, Y., DIALLO, L. 1996. «Permeability Measurement and Flow Simulation through Fiber Reinforcement». *Polymer Composites*. 17:1. 34-42.
13. GROUP LOTUS CAR LTD. 30th March 1972. *Vacuum Molding Patent*. GB Patent No 1432333.
14. HAMMAMI, A., GEBART, B.R. 2000. "Analysis of the vacuum Infusion Molding Process". *Polymer Composites*. 21. 28.
15. HAMMAMI, A. et al. 1998. "Analysis of the Edge effect on flow patterns in Liquid Composite Molding". *Applied Composite Materials*. 5. 161.
16. HAMMAMI, A. et al. 1998. "Modeling The Edge Effect in Liquid Composites molding". *Composites Part A*. 29 : 5-6. 603-609.

17. JOUBAUD, L., TROCHU, F., LE CORVEC, J. 2003. "Analysis of Resin Flow under Flexible Cover in Vacuum Assisted Resin infusion (VARI)", accepted in *Journal of Advanced Materials*.
18. LEBRUN, G., GAUVIN, R. 1995. "Heat Transfer Analysis in a Heated Mold during the Impregnation Phase of the Resin Transfer Molding Process". *Journal of Materials Processing and Manufacturing Science*.
19. LEBRUN, G., GAUVIN, R., KENDALL, K. N. 1996. "Experimental investigation of resin temperature and pressure during filling and curing in flat steel mould". *Composites Part A*. 27A : 5. 347-355.
20. LUO, Y. 2001. *Resin Transfer Molding of Knitted Fabric Reinforced Composites*. Thèse de doctorat en génie mécanique, Katholieke Univeriteit Leuven Belgique.
21. MALLICK, P. K. 1993. *Fiber-reinforced composites: materials, manufacturing, and design*. 2nd Ed. New York : Marcel Dekker. 566p.
22. MARCO Method. 1950. US Patent No 2495640.
23. PARNAS, R. S. *Liquid Composite Molding*. Hanser Gardner. 180p.
24. PHAM, T. 1999. *Simulation numérique de la fabrication des composites par injection-compression*. 236p. Thèse de doctorat ès sciences appliquées, Ecole Polytechnique de Montreal.
25. PHAM, X. T., TROCHU, F. 1998. "Simulation of Compression Resin Transfer Molding with Displacement Control". *Journal of reinforced Plastics and Composites*. 17. 1525-1556.

26. ROBITAILLE, F., GAUVIN, R. 1998. "Compaction of Textile Reinforcements for Composites Manufacturing. I: Review of Experimental Results". *Polymer Composites*. 19. 198-216.
27. TERZAGHI, K. 1943. *Theoretical Soil Mechanics*. New York: Wiley ; London: Chapman and Hall. 510p.
28. TIMOSHENKO, S. 1951. *Theory of plates and shell*. 2nd Ed. New York : McGraw-Hill. 580p.
29. TIMOSHENKO, S. 1934. *Theory of elasticity*. 3rd Ed. New York ; Toronto : McGraw-Hill. 567p.
30. TROCHU, F. et al. 1993. "Numerical Analysis of the Resin Transfer Molding Process by the Finite Element Method". *Advances in Polymer Technology*. 12. 329-342.
31. TROCHU, F. et al. 1995. "Three-Dimensional Flow Simulations for the Resin Transfer Molding Process". *Materials and Manufacturing Process*. 10. 21.
32. SEAMAN, W. H. 30th March 1989. *Plastic Transfer Molding techniques for the production of fibre Reinforced plastic structures*. US Patent No. 4902215, filed.
33. SUN, X., LI, S., LEE, L.J. 1998. "Mold Filling Analysis in Vacuum-Assisted Resin Transfer Molding. Part 1: SCRIMP Based on High Permeable Medium". *Polymer Composites*. 19. 807.

34. WILLIAMS, C. SUMMERSCALES, J. GROVE, S. 1996. "Resin Infusion under Flexible Tooling: a Review.". *Composites*. 27A. 517-524.
35. WILLIAMS, C., GROVE S., SUMMERSCALES, J. 1998. "The Compression of fibre-Reinforced plastic plates during manufacture by the resin infusion under flexible tooling method". *Composites Part A*. 29A. 111.
36. YOUNG, W. B., RUPEL, K., HAN, K., LIOU, M. J. 1991. *Polymer Composites*. 12 :1. 30-38.

ANNEXE I

GUIDE DE MESURE DE LA “PERMÉABILITÉ FLEXIBLE” D’UN TISSU

I.1 Introduction

Ce document est destiné à guider un utilisateur du laboratoire du CRASP de L’Ecole Polytechnique de Montréal dans la mesure de la perméabilité flexible d’un matériau. Les diverses étapes nécessaires à cette mesure sont détaillées dans ce guide, mais les définitions et notions théoriques sur la perméabilité flexible sont contenues dans le chapitre 1. En général, la perméabilité flexible est mesurée afin d’effectuer des simulations numériques des procédés de fabrication de matériaux composites de type “*Vacuum Assisted Resin Infusion*” (VARI) (voir Figure I.1).

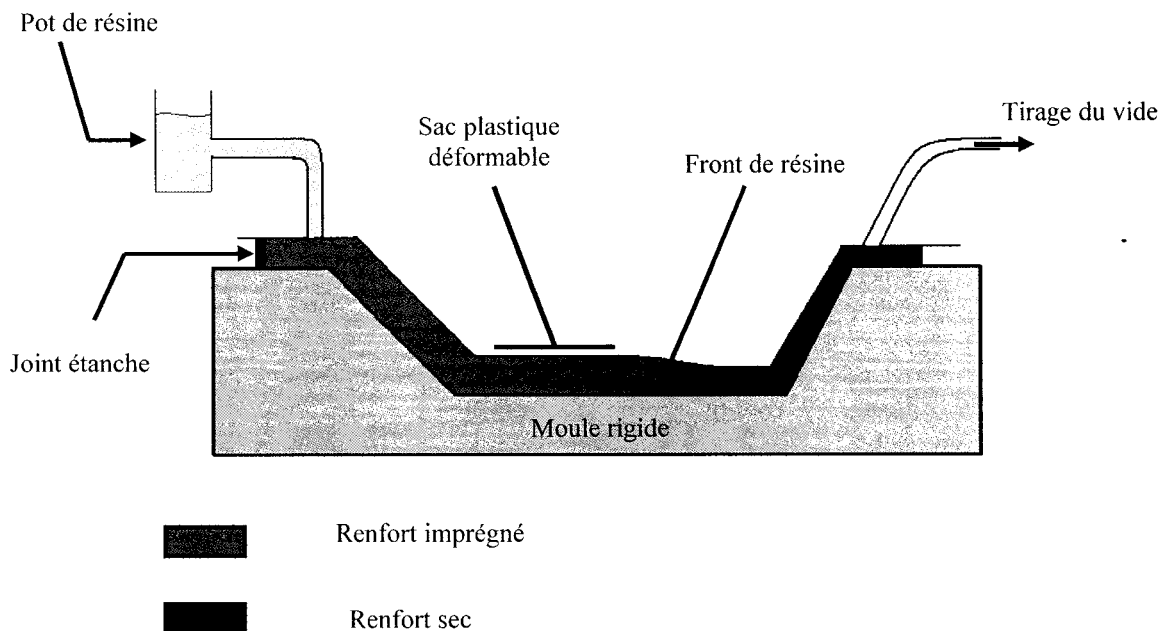


Figure I.1 : Schéma de principe de l’injection sous vide (VARI).

La perméabilité flexible dépend grandement du taux de vide appliqué dans la cavité contenant le tissu, c'est pourquoi une caractérisation complète du tissu nécessite des mesures sur une gamme de taux de vide autour de celui utilisé au cours de l'infusion à simuler. Par caractérisation complète, on entend l'obtention d'une loi exponentielle donnant la perméabilité flexible K_{flex} en fonction de la pression de vide P_{vac} .

$$K_{flex} = AP_{vac}^b \quad (I.1)$$

Il faut également noter que ce qui va suivre n'est valable que dans une direction. Il faudra donc être très attentif à découper le matériau suivant une direction toujours identique. Si l'on souhaite caractériser la perméabilité flexible pour deux directions, il faut alors répéter la même procédure dans chaque direction.

L'objectif de cette mesure étant d'obtenir une perméabilité la plus proche possible de la perméabilité effective du tissu au cours de l'infusion, certains choix sur le contre-moule et les dimensions de la préforme par exemple doivent être adaptées à chaque cas étudié.

I.2 Choix des mesures à réaliser

La suite de ce document présente la méthodologie utilisée étape par étape dans une caractérisation complète. Nous allons supposer que le taux de vide utilisé au cours de l'injection à simuler est de $P_0 = 50$ kPa.

Il est alors nécessaire d'effectuer des mesures pour trois taux de vides autour de cette valeur. Nous choisirons ici $P_1 = 30$ kPa, $P_2 = 50$ kPa et $P_3 = 80$ kPa. Une simple interpolation nous permettra alors d'obtenir les constantes A et b de l'équation I.1 correspondantes au matériau étudié. Afin de limiter au maximum les erreurs expérimentales, il est également important d'effectuer trois mesures par taux de vide, la valeur retenue sera une simple moyenne de ces mesures. On aura donc 9 expériences au total à réaliser.

I.3 Procédure expérimentale

I.3.1 Etape 1 : Préparation des renforts et du contre-moule (Figure I.2)

Il faut commencer par découper, **toujours selon la même direction**, 9 préformes de largeur 10 cm. La longueur peut être ajustée, mais il est bon d'effectuer la mesure sur une longueur correspondant à la longueur caractéristique de l'infusion à simuler. Nous choisissons ici des renforts de taille 40 cm x 10 cm.

Dans le cas d'une infusion de type VARI, le contre-moule est une bâche plastique. Il faut alors utiliser le **même plastique** que dans l'infusion réelle. Il est nécessaire de découper le sac à une taille sensiblement plus grande que le renfort afin de faciliter la fermeture et l'étanchéité du moule. Entre 15 et 10 cm de plus de chaque côté sont conseillés. Dans notre cas particulier, le sac aura donc une taille de 70*30 cm. On doit également tracer sur le sac des marques espacées de 2cm au marqueur avant de réaliser la mesure.



I.3.2 Etape 2 : Préparation de la pompe a vide et du système d'injection (Figure I.3)

Le vide se fait par l'intermédiaire d'un "pot de vide" afin d'obtenir un taux de vide aussi constant que possible au cours de l'infusion. Il faut s'assurer avant tout de la présence d'un **réceptacle amovible** dans le pot de vide pour récupérer les éventuels excès de silicone injectés. Le pot doit ensuite être fermé hermétiquement, puis relié à la pompe. A la sortie du pot, placer un tuyau de diamètre $\frac{1}{4}$ de pouce. Il est important de s'assurer de l'étanchéité des joints avec du caoutchouc de type dom-dom.



Figure I.3 : Système de tirage du vide.

Le même pot de pression que pour les mesures de perméabilité "classique" est utilisé ici pour l'infusion. Il doit être rempli d'huile silicone. Un tuyau de diamètre $\frac{1}{4}$ de pouce est plongé dans le pot et fixé à celui-ci à l'aide d'une pince; le tuyau est fermé par une pince.

I.3.3 Etape 3 : Mise en place du cadre de caoutchouc (Figure I.4)

Le cadre de caoutchouc qui assurera l'étanchéité du moule est ensuite à mettre en place. Il est conseillé, afin de limiter toute fuite, de faire 2 niveaux de vide du côté où passeront les tuyaux d'injection et de tirage du vide. Le cadre doit être de taille légèrement inférieure à celle de la bâche plastique. Les tuyaux d'injections et de vide sont fixés sur la plaque de verre (à cette fin, l'utilisation de Duck-Tape est tout-à-fait appropriée), et ensuite entre dans le moule créé par le cadre de caoutchouc par un système dit de "petit bonhomme".

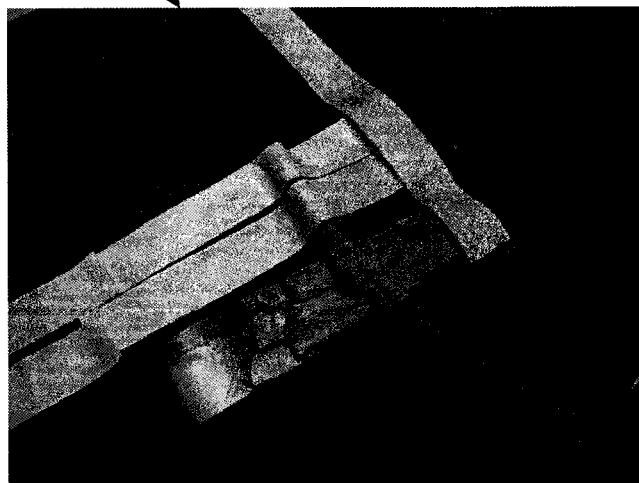
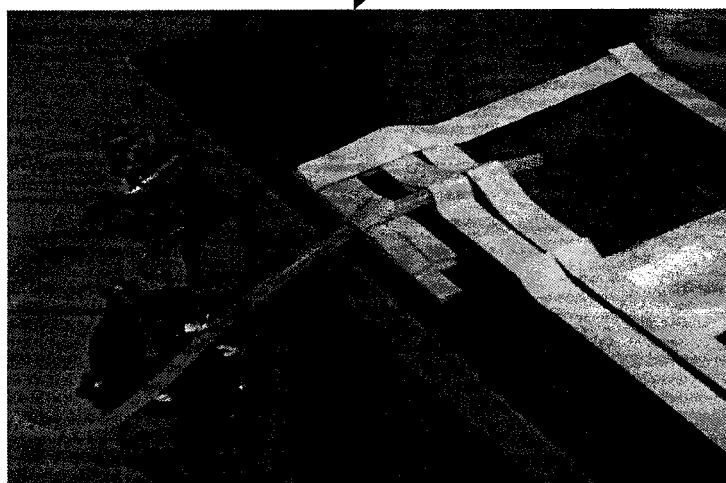
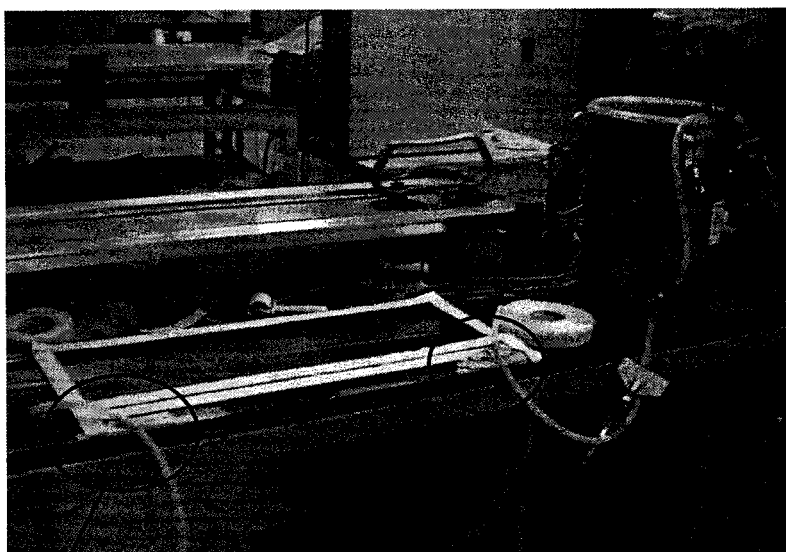


Figure I.4 : Cadre de caoutchouc.

I.3.4 Etape 4 : Mise en place des lignes de vide et d'injection (Figure I.5)

Des lignes de vide et d'injection sont créées grâce à des “tuyaux troués” placés à la sortie des tubes d'injection et de vide. Il est important de placer la ligne d'injection **au contact du tissu** afin d'éviter la fermeture de la bâche, lorsque le vide sera imposé dans le moule. On peut éventuellement aider à la fixation de la ligne d'injection en utilisant du caoutchouc. En ce qui concerne la ligne de vide, l'idéal est également qu'elle soit directement au contact du tissu, mais si nécessaire, l'utilisation de feutre est possible.

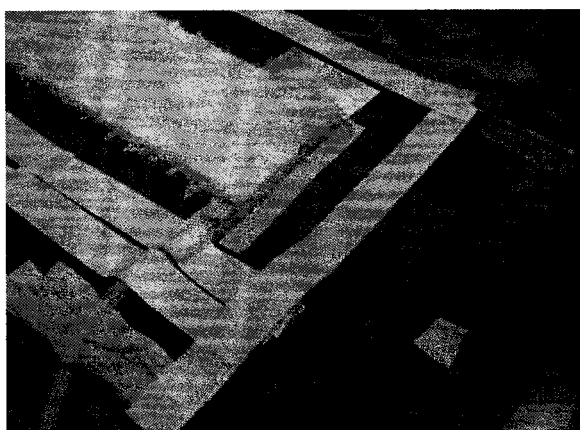


Figure I.5 : Les lignes d'injection et de tirage du vide

I.3.5 Etape 5 : Fermeture du moule par la bâche (Figure I.6)

C'est la partie la plus délicate au niveau manipulation, il faut en effet lors de l'application de la bâche essayer d'éviter au maximum les fuites. Il s'agit simplement de coller le sac plastique sur le cadre de caoutchouc. Il est nécessaire, en particulier, de s'appliquer à ce qu'aucune fibre provenant du tissu ne vienne se coller entre le caoutchouc et le sac. Une fois le sac mis en place, il faut réaliser des essais en faisant le vide et en repérant les éventuelles fuites pour tenter de les limiter.

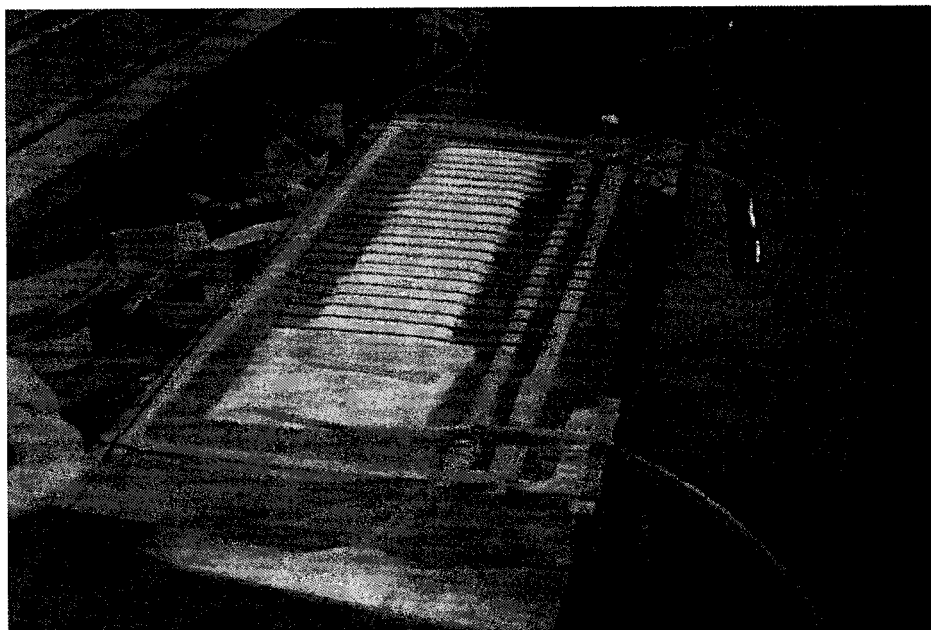


Figure I.6 : Le moule avant injection.

I.3.6 Etape 6 : Injection

Lors de l'injection il faut repérer les temps de passage t_i du front d'huile silicone à chaque ligne tracée sur le sac correspondant à une abscisse x_i . Ceci peut se faire en utilisant le logiciel labview, mais également à l'aide d'un simple chronomètre. Il faut repérer la valeur de la pression de vide **avant et après** l'injection. Pour garantir une mesure de bonne qualité, la valeur de la pression de vide doit rester à peu près constante à la fin de l'infusion. Ceci permet de vérifier si des fuites ont eu lieu pendant la mesure, auquel cas la compaction du renfort changerait ; ce qui modifierait évidemment la perméabilité. Certaines expériences ont dû être rejetées pour cette raison. Noter également la présence d'éventuelles bulles d'air ou d'effet de bords qui peuvent grandement fausser les résultats.

I.4 Interprétation des résultats

L'interprétation des mesures effectuées se fait par application de la méthode dite d'interpolation qui utilise les moindres carrés pour évaluer une perméabilité globale K_{int} à partir de l'ensemble des résultats de mesure [9]. Il est nécessaire pour cela de connaître un modèle de compressibilité du tissu afin de déterminer l'épaisseur de la cavité. Cette épaisseur peut éventuellement être mesurée avant l'injection. L'utilisation du logiciel d'Eduardo Ruiz, "Permeability program", disponible au Crasp permet de faciliter grandement cette interprétation et donne une valeur de perméabilité flexible pour chaque mesure effectuée. Ce logiciel est fondé sur une technique d'interpolation qui utilise la méthode des moindres carrés pour aboutir à une perméabilité global K_{int} . On combine à l'équation de Darcy, l'équation de conservation de la masse :

$$\frac{dx}{dt} = \frac{K.(P_{inj} - P_{vac})}{\mu x} \quad (I.2)$$

où x désigne la position du front à l'instant t , μ la viscosité de l'huile silicone, P_{inj} la pression d'injection, P_{vac} le taux de vide et K la perméabilité. Par intégration de l'équation précédente, on obtient :

$$x = \sqrt{\frac{2K}{\mu} I(t)} \quad (I.3)$$

où le facteur
$$I(t) = \int_0^t [(P_{inj}(\tau) - P_{vac})] d\tau \quad (I.4)$$

est approximé par l'aire des trapèzes de la courbe correspondante discrétisée. On pose :

$$a = \sqrt{\frac{2K}{\mu}} \quad (I.5)$$

On applique le méthode des moindres carrés à I.3 :

$$a = \frac{\sum x_i \sqrt{I_i}}{\sum I_i} \quad (I.6)$$

où les indices i font références aux résultats de mesures. On déduit ainsi la valeur de perméabilité interpolée :

$$K_{\text{int}} = \frac{a^2 \mu}{2} \quad (\text{I.7})$$

Après avoir écarté les résultats aberrants éventuels dus aux erreurs expérimentales, on obtient ainsi pour chaque taux de vide une valeur de perméabilité flexible. Une interpolation permet finalement de caractériser la perméabilité flexible en fonction du taux de vide.

ANNEXE II

MESURE DE PERMÉABILITÉ ET DE COMPRESSIBILITÉ DU ROVICORE 600/D3/600

II.1 Mesure de perméabilité du Rovicore 600/D3/600

II.1.1 Description de la procédure expérimentale

Le Rovicore est un renfort fabriqué par la société Chomarat spécialement conçu pour la fabrication de matériaux composites dans les procédés d'injection à moule fermé de type « *Liquid composite molding* » (LCM). Il est constitué de deux couches de mats en fibre de verre cousues sur une âme synthétique compressible en polypropylène (Figure II.1). Diallo et al. [7] ont réalisé une étude plus approfondie de la perméabilité des différents types de Rovicore.

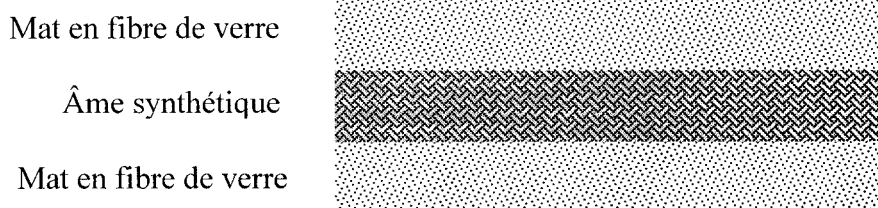


Figure II.1 : Constitution schématique d'un Rovicore.

Ce genre de renfort multicouche présente l'avantage de pouvoir être appliqué à froid et à la main, ce qui le rend tout à fait adapté au RTM. La simulation numérique de procédés de fabrication de composites par injection de résine nécessite la connaissance de la perméabilité K en fonction de son taux de fibre V_f .

Le Renfort étudié est le Rovicore 600/D3/600 (600 désigne la densité surfacique des couches de mat et D3 caractérise l'âme synthétique). La masse surfacique de ce matériau

est en théorie de 1380 g/m^2 . Les mesures ont été effectuées sur un banc d'essai permettant de réaliser des injections unidirectionnelles (Figure II.2). Les mesures ont été effectuées à pression constante et le fluide utilisé est l'huile de silicone de viscosité 0.104 Pa.s (104 Cp) selon les caractéristiques techniques. Cette valeur a été vérifiée à température ambiante. L'interprétation des mesures est fondée sur la méthode d'interpolation par les moindres carrés de Ferland et al. [9], qui permet d'obtenir une valeur globale de perméabilité à partir de l'ensemble des résultats de mesures.

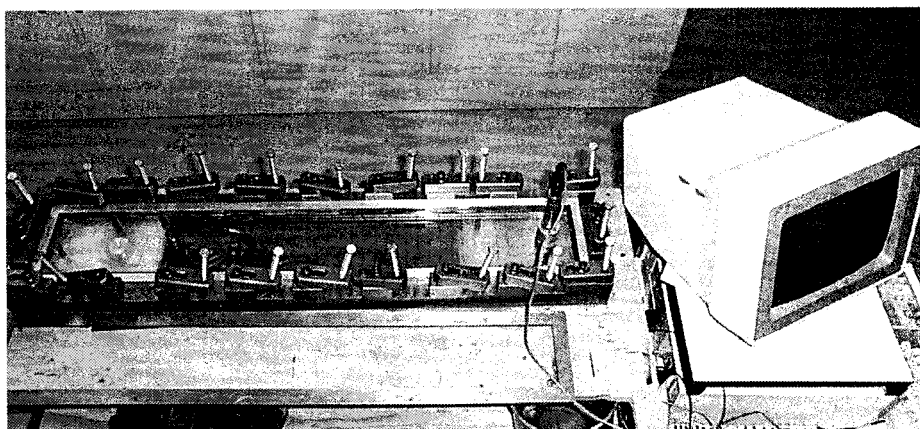


Figure II.2 : Photo du montage unidirectionnel.

II.1.2 Résultats

L'objectif général est de caractériser la perméabilité du tissu dans chacune des directions principales en fonction du taux de fibres. Dans un premier temps, des mesures ont été réalisées selon la chaîne et la trame pour des taux de fibres identiques afin de déterminer si le Rovicore 600/D3/600 pouvait être considéré comme un matériau isotrope. Le tableau II.1 présente les résultats de ces mesures, où m désigne la masse de l'échantillon, h l'épaisseur de la cavité, A_s la densité surfacique moyenne et K représente la valeur de perméabilité mesurée.

Tableau II.1: Comparaison de la perméabilité du Rovicore 600/D3/600 selon la chaîne et la trame.

	Direction de mesure	m (g)	h (mm)	A_s (g/m ²)	V_f (%)	K (10 ⁻¹⁰ m ²)
Essai 1	chaîne	40,09	2,96	1336,6	19,38	13,23
Essai 2	chaîne	40,08	2,96	1336	19,37	12,65
Essai 3	trame	39,79	2,96	1326,6	19,23	13,08

L'écart entre la perméabilité mesurée suivant la chaîne et la trame pour un taux volumique de fibres de 19,3 % étant inférieur à 3 %, on peut considérer que le Rovivore 600/D3/600 est **isotrope**.

L'étape suivante consiste à établir la loi d'évolution de la perméabilité en fonction du taux de fibres. Ayant au préalable montré que ce tissu est isotrope, les mesures n'ont été effectuées que selon la trame. Les résultats bruts des essais sont disponibles dans le tableau II.2.

Tableau II.2 : Mesure de perméabilité du Rovicore 600/D3/600 pour divers taux de fibres.

	m (g)	h (mm)	A_s (g/m ²)	V_f (%)	K (10 ⁻¹⁰ m ²)
Essai 4	34,8	1,97	1160	25,2	7,67
Essai 5	36,8	1,97	1226	26,7	7,08
Essai 6	42,6	1,97	1420	30,1	6,42
Essai 7	38,11	3,94	1270	13,9	44,8
Essai 8	39,2	3,94	1308	14,3	32,1

Essai 9	43,5	3,94	1452	15,8	29,6
Essai 1	40,09	2,96	1336,6	19,38	13,23
Essai 2	40,08	2,96	1336	19,37	12,65
Essai 10	39,79	2,96	1326,6	19,23	13,08

La courbe d'interpolation de la perméabilité du Rovicore 600/D3/600 en fonction du taux volumique de fibres V_f est disponible à la Figure II.1. Cette courbe a été obtenue par la méthode des moindres carrés à partir d'un modèle exponentiel dont l'équation finale s'écrit :

$$K = 2,591.10^4 V_f^{-2,5047} \quad (\text{II.1})$$

où le taux de fibres V_f est exprimé en pourcentage.

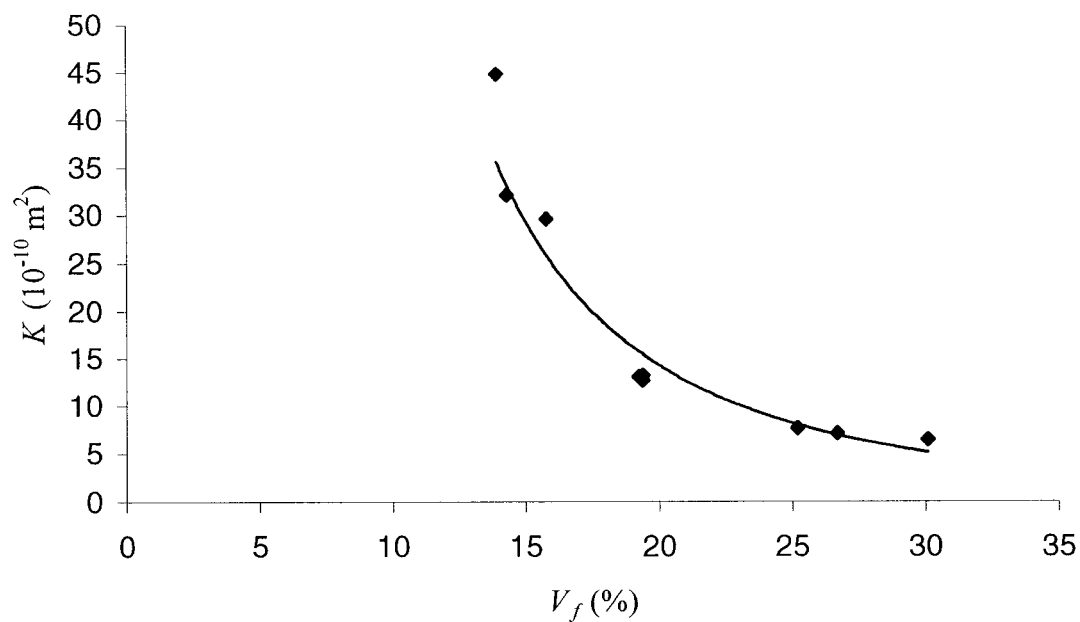


Figure II.3 : Perméabilité du Rovicore en fonction du taux de fibres.

Il est intéressant d'examiner l'erreur sur les valeurs de perméabilité mesurées dans chacun de ces essais. Le tableau II.3 compare les valeurs interpolées et mesurées pour chacun des taux de fibres considérés. Dans ce tableau, K_{mes} désigne la valeur mesurée de la perméabilité, K_{int} sa valeur interpolée en utilisant l'équation (II.1) et ε l'erreur relative sur la mesure.

Tableau II.3 : Erreur sur la mesure de la perméabilité du Rovicore.

Essai	7	8	9	10	2	1	4	5	6
V_f	13,9	14,3	15,8	19,23	19,37	19,38	25,2	26,7	30,1
K_{mes}	44,8	32,1	29,6	13,08	12,65	13,23	7,67	7,08	6,42
K_{int}	35,52	33,08	25,77	15,75	15,47	15,45	8,004	6,92	5,12
ε	0,23	-0,03	0,13	-0,18	-0,20	-0,15	-0,04	0,022	0,22

Il apparaît sur ce tableau que l'essai 7 est sujet à caution. Une autre analyse a donc été menée sans tenir compte de cet essai. La loi exponentielle devient dans ce cas :

$$K = 1,389.10^4 V_f^{-2,3084} \quad (II.2)$$

Le tableau II.4 résume l'erreur relative obtenue dans cette nouvelle analyse.

Tableau II.4 : Erreur sur la mesure de la perméabilité du Rovicore après analyse des essais.

Essai	8	9	10	2	1	4	5	6
V_f	14,3	15,8	19,23	19,37	19,38	25,2	26,7	30,1
K_{mes}	32,1	29,6	13,08	12,65	13,23	7,67	7,08	6,42
K_{int}	29,91	25,75	15,09	14,84	14,827	8,08	7,07	5,36
ε	0,07	0,12	-0,14	-0,15	-0,11	-0,05	0,000	0,15

L'erreur est maintenant toujours inférieure à 15%, ce qui est généralement considéré comme acceptable. On retiendra donc comme modèle la loi de variation (II.2) de la perméabilité du Rovicore 600/D3/600 en fonction du taux de fibres.

II.2 Mesure de la compressibilité du Rovicore 600/D3/600

II.2.1 Description de la procédure expérimentale

La courbe de compressibilité d'un renfort caractérise la facilité avec laquelle le matériau peut être comprimé sous l'action d'une pression donnée. La compressibilité d'un renfort se caractérise par l'évolution de son épaisseur en fonction d'une charge donnée (pression de compaction notée P_c). Il est possible d'étudier la compaction soit en fonction de l'épaisseur h du renfort, de la déformation ε , ou du taux volumique de fibres V_f . La relation (II.3) suivante :

$$V_f = \frac{A_s}{h\rho} \quad (\text{II.3})$$

en notant A_s la densité surfacique du renfort et ρ la densité de la fibre, permet de lier le taux de fibres à l'épaisseur h . Il s'agit donc d'établir une relation du type $P_c = F(h)$ ou $P_c = F(V_f)$. La compressibilité des renforts a été étudiée par de nombreux auteurs, dont Robitaille et Gauvin [26], qui introduisent un modèle empirique exponentiel pour la fonction F (II.4) :

$$V_f = a_2 P_c^{b_2} \quad (\text{II.4})$$

Les paramètres a_2 et b_2 doivent être mesurés expérimentalement pour chaque renfort. La procédure expérimentale classique décrite par Robitaille et al. [26] utilise une machine de compaction-traction de type MTS. Ceci peut s'avérer parfois lourd et difficile à mettre

en œuvre pour chaque renfort. Lorsqu'une évaluation rapide des paramètres A_2 et b_2 est nécessaire (par exemple pour la simulation d'un processus d'infusion ou d'injection sous membrane), la méthode présentée ici peut être appliquée, même si la précision des résultats reste néanmoins inférieure. Tel qu'illustré à la Figure II.4, on utilise ici simplement un dispositif d'infusion classique et un capteur de déplacement de type LVDT (Figure II.4).

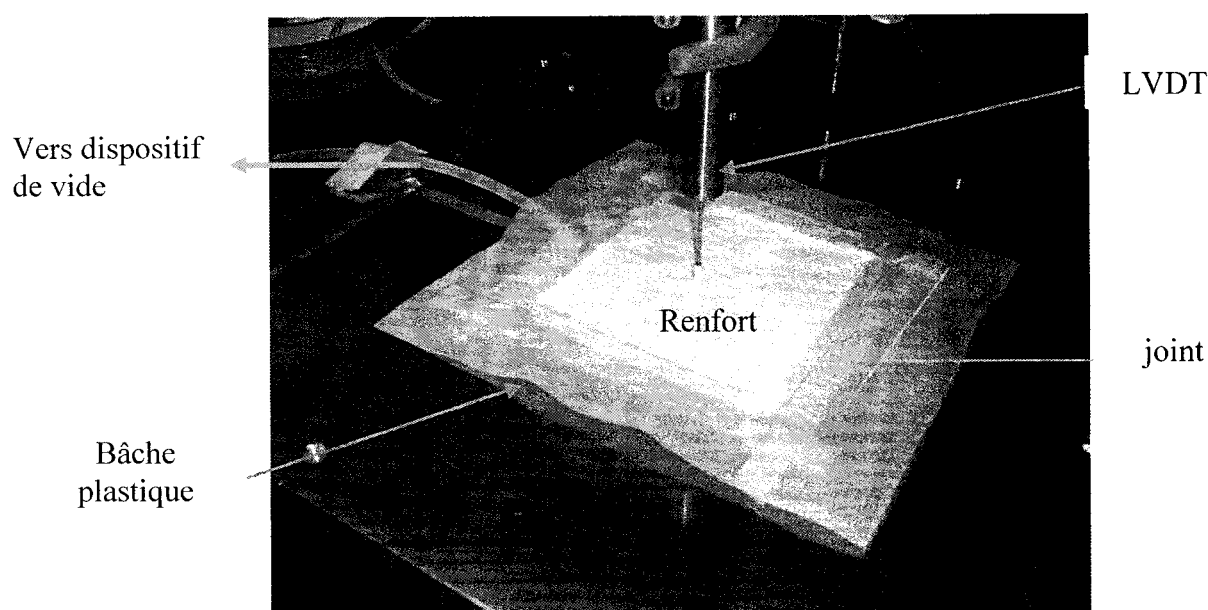


Figure II.4 : Montage simplifié pour la mesure de la compressibilité sous vide d'un renfort.

On utilise un échantillon de renfort carré de 12 cm de côté. Une torsade de 3 mm de diamètre extérieur est disposée dans la cavité tout autour du renfort afin d'obtenir un taux de vide le plus uniforme possible. Un capteur de pression absolue peut être placé sous le moule, au centre du renfort, afin de mesurer avec la plus grande précision possible le taux de vide en ce point. Le capteur LVDT permet de mesurer le déplacement de la paroi plastique et d'évaluer l'épaisseur h au centre de la cavité.

Lorsqu'on utilise une paroi plastique, on peut montrer que celle-ci est en équilibre sous la pression extérieure P_{ext} , et la somme des pressions de compaction P_c et de vide P_v (cf. Chapitre 3) :

$$P_c = P_{ext} - P_v \quad (II.5)$$

La procédure à suivre est alors la suivante :

- Mise en place du montage.
- Détermination de la gamme de taux de vide sur laquelle on veut caractériser le renfort (4 taux de vide au moins sont nécessaires).
- Compaction :
 - on augmente progressivement le taux de vide dans la cavité ;
 - chaque fois qu'un taux de vide de la gamme étudiée est atteint, on attend 2 minutes ;
 - on relève avec le capteur LVDT l'épaisseur h au centre du renfort ;
 - on recommence ainsi les trois dernières étapes jusqu'à atteindre le taux de vide maximal à étudier.
- Relaxation :
 - on diminue progressivement le taux de vide dans la cavité ;
 - chaque fois qu'un taux de vide de la gamme étudiée est atteint, on attend 2 minutes ;
 - on relève avec le capteur LVDT l'épaisseur h au centre du renfort ;
 - on recommence ainsi les trois dernières étapes jusqu'à atteindre le taux de vide minimal à étudier.

L'attente de 2 minutes permet au renfort dont le comportement n'est pas purement élastique, mais plutôt viscoélastique, d'atteindre sa position d'équilibre. Les erreurs dues à cette approximation dans le comportement du renfort sont ainsi limitées. Il est également conseillé de répéter le cycle compaction-relaxation 3 fois au moins car,

comme on le verra dans les résultats obtenus ici, le premier cycle donne souvent une réponse assez éloignée des cycles suivants.

II.2.2 Résultats des mesures

Cette méthode a été utilisée pour caractériser la compressibilité sous vide du Rovicore 600/D3/600. Le sac plastique utilisé était le Stretchlon 700. Le tableau II.5 présente les résultats complets des trois premiers essais réalisés avec des échantillons de taille 12 cm x12 cm, m désigne la masse de l'échantillon et A_s sa densité surfacique¹.

Tableau II.5 : Mesure de la compressibilité sous vide du Rovicore 600/D3/600.

Essai 1		$m = 23.0\text{g}$		$A_s = 1597 \text{ g/m}^2$		
$P_c(\text{kPa})$		20	40	50	60	80
$h \text{ (mm)}$	Compaction 1	3.97	3.51	3.36	3.25	3.09
	Relaxation 1	3.45	3.22	3.17	3.15	3.09
	Compaction 2	3.71	3.37	3.27	3.2	3.07
	Relaxation 2	3.42	3.2	3.15	3.12	3.07
	Compaction 3	3.68	3.35	3.25	3.18	3.06
	Relaxation 3	3.39	3.18	3.14	3.11	3.06

Essai 2		$m = 20.42\text{g}$		$A_s = 1418 \text{ g/m}^2$		
$P_c(\text{kPa})$		20	40	50	60	80
$h \text{ (mm)}$	Compaction 1	3.82	3.29	3.07	2.97	2.73
	Relaxation 1	3.07	2.85	2.8	2.77	2.73
	Compaction 2	3.4	3	2.9	2.81	2.69
	Relaxation 2	2.98	2.79	2.75	2.72	2.69
	Compaction 3	3.26	2.94	2.86	2.78	2.67
	Relaxation 3	2.96	2.78	2.74	2.7	2.67

¹ On observe un écart important entre les densités surfaciques mesurées et la densité surfacique théorique du Rovicore 600/D3/600 (1380g/m^2). Il est fort possible que le matériau ait évolué au cours de son stockage.

Essai 3		$m = 22.85\text{g}$		$A_s = 1587\text{ g/m}^2$		
$P_c(\text{kPa})$		20	40	50	60	80
$h\text{ (mm)}$	Compaction 1	4.18	3.61	3.42	3.29	3.09
	Relaxation 1	3.4	3.19	3.15	3.12	3.09
	Compaction 2	3.7	3.35	3.26	3.17	3.05
	Relaxation 2	3.35	3.14	3.11	3.08	3.05
	Compaction 3	3.6	3.27	3.19	3.11	3.01
	Relaxation 3	3.31	3.11	3.08	3.05	3.01

La Figure II.5 montre les trois cycles de compaction/relaxation obtenus pour l'essai 1. Ceci permet d'observer la très nette hystérésis dans la compressibilité du matériau (le renfort ne se comporte pas de la même façon en compaction et en relaxation). La première compaction montre également une réponse assez éloignée des deuxième et troisième essais.

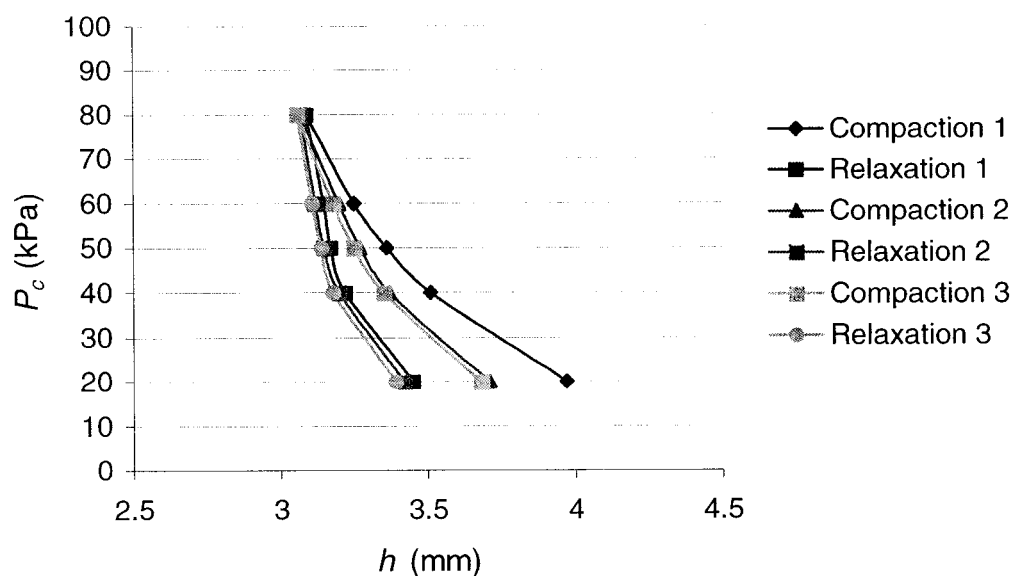


Figure II.5 : Cycles compaction/relaxation de l'essai 1.

On appelle désormais, courbe de compaction d'un renfort la moyenne entre la seconde et la troisième compaction, et courbe de relaxation la moyenne entre les trois relaxations et

courbe de compressibilité la moyenne entre la courbe de compaction et la courbe de relaxation du renfort.

La Figure II.6 permet de comparer les résultats obtenus au cours des trois essais avec ceux de Diallo et al. [7] en utilisant une machine de compaction-traction. Les courbes de compressibilité obtenues pour chacun des essais ainsi que la courbe obtenue par Diallo [7] sont représentées sur cette figure en fonction du taux volumique de fibres².

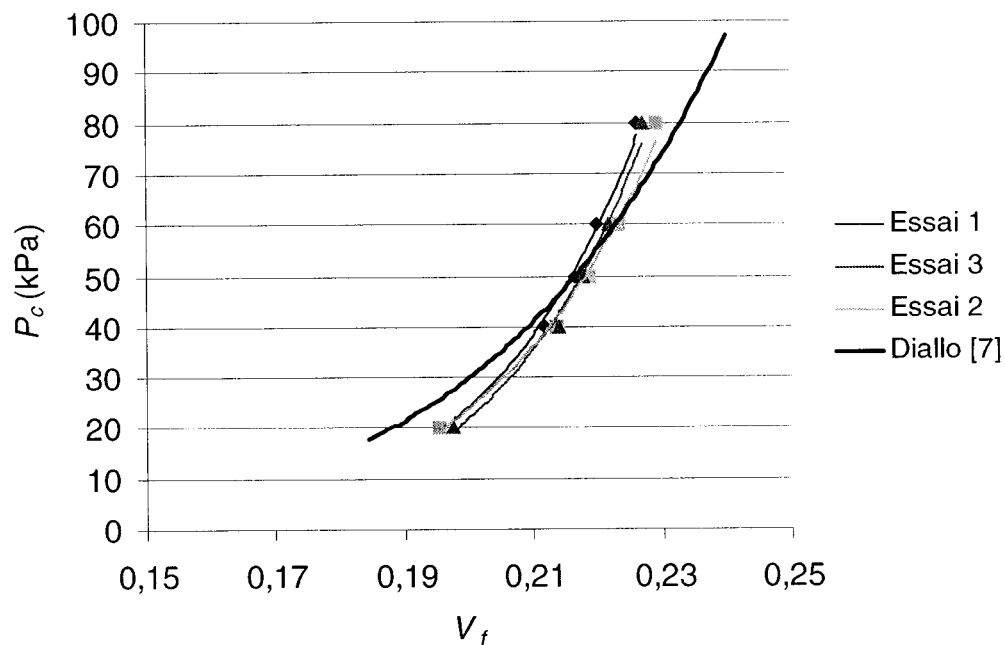


Figure II.6 : Comparaison entre les courbes de compressibilité obtenues avec le montage sous vide et le modèle de Diallo [7].

La Figure II.6 montre une bonne reproductibilité des essais réalisés avec le montage sous vide utilisé ici. Le tableau II.6 permet de comparer les erreurs pour chacun des essais avec les résultats obtenus par Diallo et al. [7]. Notez que les essais de Diallo [7] ne

² Il est préférable d'utiliser le taux de fibres comme paramètre au vu des grandes disparités sur la densité surfacique observées au cours de ces essais.

mentionnent pas l'hystérésis obtenue sur les résultats et ne précise pas si ces résultats correspondent à une relaxation, une compaction ou bien à une moyenne des deux.

Tableau II.6 : Erreur sur les mesures de compaction, de relaxation et de compressibilité avec le montage sous vide par rapport aux résultats de Diallo [7].

		Erreur relative observée par rapport au modèle de Diallo [1]				
P_c (kPa)		20	40	50	60	80
Essai 1	Compaction	0.000	-0.012	-0.016	-0.022	-0.027
	Relaxation	0.080	0.037	0.016	-0.003	-0.029
	Compressibilité	0.040	0.012	0.000	-0.012	-0.0286
Essai 2	Compaction	-0.014	-0.007	-0.011	-0.009	-0.012
	Relaxation	0.092	0.050	0.030	0.013	-0.018
	Compressibilité	0.039	0.021	0.009	0.002	-0.015
Essai 3	Compaction	0.006	-0.003	-0.011	-0.013	-0.022
	Relaxation	0.095	0.048	0.023	0.004	-0.028
	Compressibilité	0.050	0.022	0.005	-0.004	-0.025
Essai moyen	Compaction	-0.002	-0.007	-0.013	-0.015	-0.020
	Relaxation	0.089	0.045	0.023	0.005	-0.025
	Compressibilité	0.043	0.018	0.005	-0.005	-0.023

Le tableau II.6 montre que l'erreur réalisée par la procédure décrite ici ne dépasse jamais 9%, qu'elle est positive pour la relaxation et négative pour la compaction. La courbe de compressibilité moyenne est très proche de celle obtenue par Diallo [7] avec une erreur qui ne dépasse jamais 4%.

L'ensemble de ces résultats permet de proposer trois modèles cohérents valable pour des pressions de compaction entre 20 et 100 kPa pour la compressibilité du Rovicore 600/D3/600. Ces trois modèles sont résumés dans les équation II.6 à II.8 et leurs représentations graphique sont données à la Figure II.7.

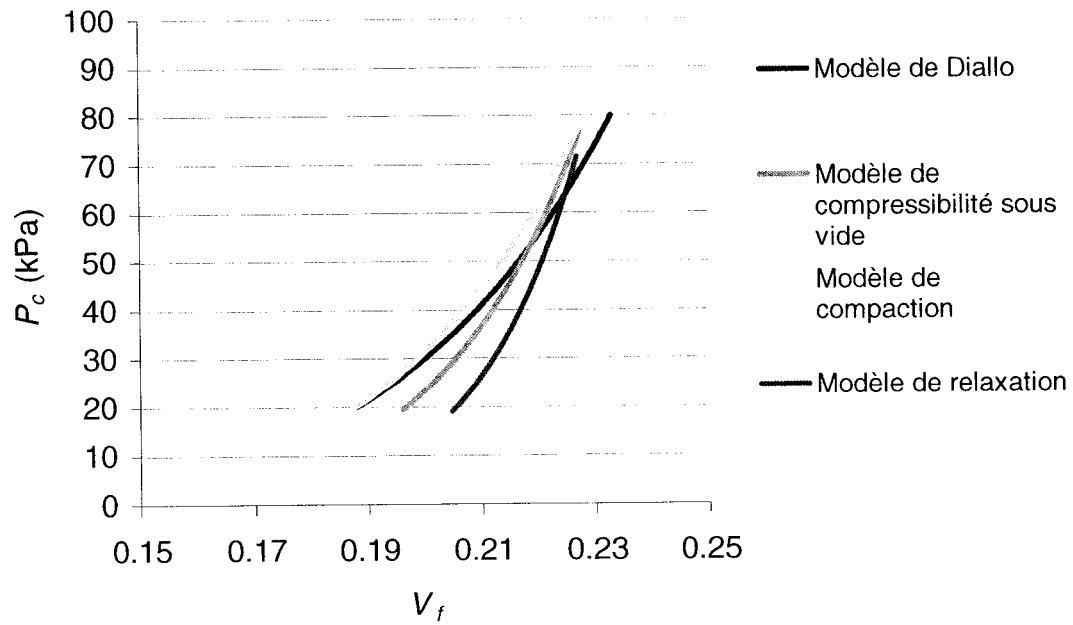


Figure II.7 : Représentations graphiques des différents modèles de compressibilité du Rovicore 600/D3/600.

Modèle de Diallo [7] :

$$P_c = 9,79.10^5.V_f^{6,459} \quad (II.6)$$

Modèle de compressibilité sous vide :

$$P_c = 6.10^7.V_f^{9,210} \quad (II.7)$$

Modèle de compaction-relaxation :

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Compaction } (V_f \text{ croissant}) : P_c = 3.10^6.V_f^{7,047} \\ \text{Relaxation } (V_f \text{ décroissant}) : P_c = 10^{10}.V_f^{12,857} \end{array} \right. \quad (II.8)$$